

Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt

zur

Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Martin Eibl

aus Mühldorf am Inn

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Holger Hanselka
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Timm Seeger
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Cetin Morris Sonsino
Tag der Einreichung:	1. April 2003
Tag der mündlichen Prüfung:	16. Juli 2003

Darmstadt 2003

D 17

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Darmstadt, und in der Technischen Entwicklung der Volkswagen AG, Wolfsburg, im Rahmen des FAT/AVIF-Projekts¹ „Ingenieurmäßige Berechnungsverfahren zur Lebensdauerabschätzung von geschweißten Dünnblechverbindungen“, das vom Arbeitskreis 25 „Fügetechnik“ der FAT betreut wurde.

Es ist nicht selbstverständlich, auf Grundlage eines derartigen Projekts eine Dissertation anzufertigen. Das Gelingen wäre nicht möglich gewesen ohne die Unterstützung zahlreicher Personen, denen ich zu besonderen Dank verpflichtet bin:

Meinen Betreuern, Herrn Prof. C.M. Sonsino vom Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Herrn Dr. G. Zhang von der Volkswagen AG, die mich in die Projektarbeit und das wissenschaftliche Feld eingeführt sowie praktisch und theoretisch begleitet haben.

Herrn Prof. H. Hanselka und Herr Prof. T. Seeger von der TU Darmstadt für die Übernahme der Referate.

Meinen direkten Vorgesetzten Herrn Dr. B. Richter und Herrn V. Tietz, die mir zu zusätzlich notwendigen Mitteln verhalfen und mir stets den Rücken freihielten.

Den Mitarbeitern des LBFs für die hervorragende Unterstützung und die Rücksichtnahme, wenn es mir als Externen nicht immer möglich war, vor Ort zu sein, besonders Frau Dr. A. Berg-Pollack, Frau A. Till, Herrn Dr. H. Kaufmann, Herrn P. Gumnior und Herrn M. Küppers.

Den Projektbetreuern des AK 25 der FAT, Herrn Dr. M. Weinert (Ford), Herrn Dr. J. Kurzok (TKS) und Herrn Dr. H. Oppermann (BMW) für die konstruktive Begleitung und vor allem Herrn A. Marx von ThyssenKruppStahl für die außergewöhnlich hohe Qualität der gelieferten Proben.

Herrn Dr. B. Kaiser und Herrn Dr. H. Scheerer vom Institut für Werkstoffkunde MPA/IfW der TU Darmstadt für die Kooperation bei der Durchführung der Eigenspannungsmessungen.

Schließlich meinen Kollegen bei Volkswagen und AUDI, die mich bei den Problemen des Alltags unterstützten.

Braunschweig, im August 2003

¹Forschungsvereinigung Automobiltechnik, Frankfurt am Main; Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metall verarbeitenden Industrie, Ratingen; Projekt-Nr. A154.

Inhaltsverzeichnis

1	Zusammenfassung	1
1	Einleitung	4
2	Kenntnisstand	6
2.1	Laserstrahlschweißen	6
2.1.1	Physikalisch-technologische Grundlagen	6
2.1.2	Fügen von Feinblechen	8
2.1.3	Anwendung in der Automobilindustrie	9
2.2	Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinblechverbindungen	11
2.2.1	Experimentelle Untersuchung der Schwingfestigkeit	11
2.2.2	Stahl	12
2.2.3	Aluminium	17
2.3	Berechnung der Schwingfestigkeit	18
2.3.1	Strukturspannungskonzept	19
2.3.2	Spannungsintensitätsfaktorkonzept	20
2.3.3	Kerbspannungskonzept	22
2.3.4	Laserstrahlgeschweißte Feinblechverbindungen	23
3	Werkstoffe und Versuchskörper	27
3.1	Grundwerkstoffe	27
3.2	Probenform	28
3.2.1	Scher- und Schälzugproben	28
3.2.2	Hutprofil- und H-Proben	30
3.2.3	Rohrproben	31
3.3	Laserstrahlschweißen und Nahtgeometrie	33
3.3.1	Schweißparameter	33
3.3.2	Nahtendgeometrie	34
3.3.3	Schweißzustand	35
3.4	Eigen Spannungsmessungen	37
3.4.1	Dehnungsmessungen beim Trennen	38
3.4.2	Röntgenographische Eigen Spannungsmessung	39
4	Versuchsdurchführung und Ergebnisse	43
4.1	Versuchsprogramm	43
4.2	Versuchsaufbau und Versagenskriterium	43

4.3	Dehnungsmessungen	45
4.3.1	Scher- und Schälzugproben	45
4.3.2	Hutprofil- und H-Proben	46
4.3.3	Rohrproben	47
4.4	Steifigkeitsverlauf und Rißausbreitung	48
4.4.1	Scher- und Schälzugproben	50
4.4.2	H-Proben	51
4.4.3	Hutprofilproben	54
4.4.4	Rohrproben	55
4.5	Ergebnisse der Wöhlerversuche	56
4.5.1	Scher- und Schälzugproben	56
4.5.2	H-Proben	58
4.5.3	Hutprofilproben	60
4.5.4	Rohrproben	62
5	Berechnung der Schwingfestigkeit	64
5.1	Qualitative Bewertung der Übertragbarkeit	65
5.2	Lokale Schweißnahtbelastung	66
5.2.1	Allgemeiner Fall	66
5.2.2	Zweidimensionaler Fall	67
5.2.3	Grundlastflle	68
5.2.4	Berechnung der Probenverformung	69
5.3	Strukturspannungsansatz	71
5.3.1	Definition der Strukturspannung	72
5.3.2	Zyklisch ertragbare Strukturspannungen	74
5.3.3	Bewertung des Strukturspannungsansatzes	78
5.4	Bruchmechanischer Ansatz	79
5.4.1	Berechnung des quivalenten SIF	79
5.4.2	Zyklisch ertragbare Spannungsintensitätsfaktoren	81
5.4.3	Bewertung des SIF-Ansatzes	84
5.5	Kerbspannungsansatz	85
5.5.1	Modellbildung mit Ersatzkerbe	85
5.5.2	Zyklisch ertragbare Kerbspannungen	87
5.5.3	Bruchmechanische Interpretation	90
5.5.4	Anrißrichtung und Größe des Ersatzradius	94
5.5.5	Bewertung des Kerbspannungsansatzes	97

6	Feinblechverbindungen aus Aluminium	100
6.1	Experimentelle Grundlage	101
6.1.1	Ursprüngliches Forschungsprojekt	101
6.1.2	Werkstoffe und Probenfertigung	101
6.1.3	Schwingfestigkeitsversuche	103
6.1.4	Kerbeffekt und Porosität	104
6.2	Aluminium-Stumpfstoßverbindungen	104
6.2.1	Schwingfestigkeit der Stumpfstoße	104
6.2.2	Einfluß der Spaltweite und der Porosität	105
6.2.3	Einfluß des Zusatzwerkstoffs	108
6.2.4	Weitere Probengeometrien	109
6.3	Kerbwirkung kugelförmiger Poren	111
6.3.1	Entstehung und Form von Wasserstoffporen	111
6.3.2	Kerbzahl für eine Wasserstoffpore	112
6.3.3	Kerbwechselwirkung	115
6.4	I-Naht am Überlappstoß aus Aluminium	116
6.4.1	Schwingfestigkeit der Überlappstoße	116
6.4.2	Strukturspannungsansatz	116
6.4.3	Kerbspannungsansatz	117
6.5	Bewertung der Konzepte und Vergleich mit Stahl	119
7	Ausblick	121
7.1	Anwendung der Berechnungskonzepte	121
7.2	Schwingfestigkeit von Steppnähten	122
7.3	Weiterentwicklung des Kerbspannungskonzepts	125
8	Literatur	127
9	Symbole und Abkürzungen	136

1 Zusammenfassung

Laserstrahlschweißen ist in der Karosseriefertigung eine Alternative zum Widerstandspunktschweißen. Die Verbindungsform I-Naht am Überlappstoß, die den Schweißpunkt ersetzt, weist eine rißartige Kerbe (Wurzelspalt zwischen den Blechen) auf, welche die Festigkeit der Verbindung unter zyklischer Belastung maßgeblich bestimmt.

Die Recherche des veröffentlichten Kenntnisstands ergab, daß experimentelle Untersuchungen zur Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinblechverbindungen aus Stahl meist nur exemplarischen Charakter haben. Bezüglich der Berechnung der Schwingfestigkeit findet man verschiedene Ansätze, die aus den Konzepten zu Schweißpunkten abgeleitet sind. Es fehlt jedoch ein in weiten Anwendungsgrenzen gültiges Berechnungskonzept, das es erlaubt, die Schwingfestigkeit zyklisch belasteter Schweißnähte, die sich durch Geometrie oder Belastungsart unterscheiden, anhand eines Kennwertes zu vergleichen. Die Ursache liegt in der eingeschränkten verfügbaren experimentellen Basis einerseits, in offenen wissenschaftlichen Fragestellungen bezüglich des Verhaltens der rißartigen Kerbe unter zyklischer Belastung andererseits.

Zunächst war es notwendig, die Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Überlappverbindungen im Versuch systematisch zu untersuchen. Es wurden ausschließlich Einstufenversuche durchgeführt. An Scher- und Schälzugproben wurde der Einfluß der Blechdicke und der Schweißnahtbreite, an H-Proben der Einfluß der Blechdicke, der Stahlqualität und der Mittel- bzw. Eigenspannungen bestimmt. Die Entwicklung einer Rohrprobe mit umlaufender Laserschweißnaht ermöglichte die Überlagerung von Axial- und Torsionsbelastung. Diese Probe hat im Fügebereich eine Wandstärke in der Größe der karosserierelevanten Blechdicken.

Begleitende Dehnungsmessungen, Eigenspannungsanalysen und metallographische Untersuchungen stellten eine genaue Kenntnis der das zyklische Versagen beeinflussenden Probeneigenschaften sicher. Die Wöhlerversuche und die Auswertung der Schadensbilder ergaben, daß die Schwingfestigkeit der lasergeschweißten I-Naht am Überlappstoß vor allem von der Blechdicke, der Schweißnahtbreite und der Belastungsart abhängt.

Mit der Scher- und Schälzugprobe sowie der Rohrprobe wurden reproduzierbare, wenig streuende Ergebnisse erzielt. Nicht zur Untersuchung von durchgehenden Nähten geeignet

sind die H-Proben, die infolge der ungünstigen Einspannverhältnisse sehr hohe Streuungen aufweisen. Die ausgewählten Hutprofilproben wiesen durch Beulen ausgelöstes Versagen in der Einspannung auf. Ein Anwendungsfeld für diese Probenformen könnten allerdings Steppnähte sein.

Kern der Dissertation ist die Entwicklung und Verifikation eines Konzepts mit Master-Wöhlerlinie für die Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Überlappverbindungen.

Zunächst wurde ein Strukturspannungsansatz betrachtet. Für die Scher- und Schälzugproben aus DC 04 und für die Rohrproben aus St 35 wurde eine Master-Wöhlerlinie mit einer Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,50$ abgeleitet. Dazu muß der jeweils versagenskritische Querschnitt identifiziert werden. Die Korrelation der Nennschubspannung unter Torsionsbelastung zu der Strukturspannung unter Axialbelastung erfolgt über die Gestaltänderungsenergiehypothese. Dies sichert die Übertragbarkeit der an Rohrproben gewonnenen Erkenntnisse auf Blechwerkstoffe. Die Belastungsart Scherzug weist innerhalb der Streuspanne die geringste Beanspruchbarkeit auf. Die Ermittlung von Kennwerten an Scherzugproben für eine Beanspruchungsanalyse ist daher konservativ. Das Strukturspannungskonzept ist in der entwickelten Form in der Karosserieberechnung unmittelbar einsetzbar, da die Kennwerte direkt an vorhandenen FEM-Karosseriemodellen bestimmt werden können.

Die Ableitung eines Berechnungskonzepts basierend auf einem bruchmechanischen Ansatz führt zwar zu einer Master-Wöhlerlinie, diese hängt jedoch stark von der Anpassung der Koeffizienten aus den Versuchsergebnissen ab. Die Gültigkeit der gezeigten Zusammenhänge für andere Anwendungsfälle ist daher nicht gesichert.

Beste Ergebnisse werden mit dem Kerbspannungsansatz erzielt. Dazu wird die rißartige Kerbe an der Fügefläche der Überlappverbindung mit dem Ersatzradius $r = 0,05$ mm fiktiv gerundet, wobei eine Querschnittsschwächung in Kauf genommen wird. Beanspruchungskriterium ist die im lokalen Modell des Schweißnahtquerschnitts linear elastisch berechnete, maximale Vergleichsspannung nach von Mises im Kerbgrund. Nach diesem Konzept ergab sich für alle Rohr-, Scher- und Schälzugproben eine einheitliche Beanspruchbarkeit. Die Streuung aller in die Master-Wöhlerlinie transformierten Versuchsergebnisse beträgt nur $T_\sigma = 1 : 1,30$, ein für Schweißverbindungen ausgesprochen niedriger Wert. Das Konzept ist für alle Belastungsarten, untersuchten Blechdicken und Stahlqualitäten einsetzbar, ohne daß Parameter angepaßt werden müssen.

Das Kerbspannungskonzept mit kleinem Ersatzradius kann bruchmechanisch dahingehend interpretiert werden, daß die fiktive Kerbe einen Anriß von der Länge des Ersatzradius abbildet. Der Anriß in Richtung der maximalen Vergleichsspannung nach von Mises ist der am höchsten beanspruchte und für die Schwingfestigkeit maßgeblich. Die hohe innere

Konsistenz des dargestellten Kerbspannungskonzepts verspricht eine gute Übertragbarkeit der gewonnenen Master-Wöhlerlinie auch auf andere laserstrahlgeschweißte Bauteile.

In einer ergänzenden Untersuchung wurde gezeigt, daß das Strukturspannungskonzept und das Kerbspannungskonzept auch für laserstrahlgeschweißte Überlappverbindungen aus Aluminium geeignet sind. Im Gegensatz zu Stahl sind allerdings auch Werkstoffkerben im Bereich der Schweißnaht, insbesondere Wasserstoffporen, zu berücksichtigen. Umfangreiche Betrachtungen der Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Stumpfstoßverbindungen aus Aluminium ergaben, daß die Wirkung der Porosität auf die Schwingfestigkeit des Grundwerkstoffs einer Kerbzahl von $K_t = 2,4$ entspricht. Mäßige Schweißkerben können vernachlässigt werden. Der Effekt der rißartigen Kerbe ist jedoch um ein vielfaches ausgeprägter, so daß die Porosität bei der Betrachtung laserstrahlgeschweißter Überlappverbindungen vernachlässigt werden kann. Für die Berechnung der Schwingfestigkeit kann wie beim Stahl vorgegangen werden. Eine spezifische Master-Wöhlerlinie stellt den Zusammenhang zwischen Strukturspannung bzw. fiktiver Kerbspannung und Schwingspielzahl her.

Die wissenschaftliche Weiterführung betrifft die Untersuchung von weiteren Nahtgeometrien, das Schwingfestigkeitsverhalten unter variablen Amplituden und unter mehrachsiger Belastung mit konstanten zeitlich veränderlichen Hauptspannungsrichtungen. Diese Problemstellungen sind in Nachfolgeprojekten zum Teil schon Gegenstand der Forschung.

1 Einleitung

Der Wunsch nach mehr Komfort, mehr Sicherheit und mehr Funktionalität im Gebrauchsgegenstand und Statussymbol Automobil ist ungebremst. Um den Effekt treibstoffsparender Technologien, die sich etwa aus der Motorenentwicklung ergeben, nicht aufzuzehren, darf das Gesamtgewicht bei der Integration neuer Konzepte zumindest nicht zunehmen. Um diese Vorgabe einzuhalten, müssen die klassischen Baugruppen leichter werden.

Der Karosserie als größtem und schwersten Bauteil kommt dabei besondere Bedeutung zu. Stahl bleibt nach wie vor der wichtigste Konstruktionswerkstoff [Jas02]. Er zeichnet sich durch grundsätzliche Vorteile in Bezug auf Steifigkeit, Handhabbarkeit sowie der in letzter Zeit verstärkt diskutierten Recycling-Fähigkeit aus. Um die Eigenschaften des Stahls für den Leichtbau besser auszunutzen, gilt es, vorhandenes Potential durch die Abstimmung von Werkstoff-, Füge- und Fertigungstechnologie gezielt freizusetzen. Ein Innovations-schritt ist der Ersatz der Punktschweißverbindungen durch Laserstrahlschweißnähte in der Produktion. Mit kontinuierlichen Nähten und weniger Materialüberlappung können die geforderten Eigenschaften an die Karosserie bei einem geringeren Gesamtgewicht erreicht werden. Weitere Gründe für den Einsatz der Laserstrahlschweißtechnik sind Vorteile beim Fügen von verschiedenen Stahlqualitäten und Mehrblechverbindungen oder die nur einseitig notwendige Zugänglichkeit.

An die Karosserie eines modernen Personenkraftwagens werden folgende Anforderungen gestellt: Sie soll einerseits ein Höchstmaß an Fahrkomfort und an passiver Sicherheit beim Unfall bieten, andererseits große Öffnungen für Ein- und Ausstieg, Be- und Entladung sowie die Sicht nach außen haben, schließlich kostengünstig in der Serienfertigung sein. Bei hohen mechanischen und korrosiven Belastungen ist eine Laufleistung von mehreren hunderttausend Kilometern sicherzustellen, ohne daß reperaturintensive oder gar sicherheitsrelevante Schäden auftreten. Das macht die betriebsfeste Konstruktion der Karosserie zu einer besonderen Herausforderung.

Für punktgeschweißte Karosserien liegt bezüglich der Betriebsfestigkeit eine Bemessungspraxis von mehreren Jahrzehnten vor. Gleichzeitig wurden die Möglichkeiten dieser Fügetechnologie immer mehr ausgereizt. Soll sie durch die Laserstrahlschweißtechnik ersetzt werden, muß die fehlende Erfahrung durch geeignete Maßnahmen kompensiert werden. Da sich die Entwicklungszyklen im Automobilbau auf wenige Jahre verkürzt haben, scheiden

Iterationen über den Versuch aus. Der Konstrukteur ist auf die Methoden der Berechnung angewiesen, um die Betriebsfestigkeit der Karosserie bereits im virtuellen Entwicklungsstadium sicherzustellen. Er benötigt Prozesse und Werkzeuge, um Kennwerte der Schwingfestigkeit im Experiment zu ermitteln und die es ihm ermöglichen, eine Aussage über die Lebensdauer des Entwurfs zu treffen.

Unter dem Gesichtspunkt der Betriebsfestigkeitsberechnung sind sich Laserstrahlschweißnähte und Schweißpunkte sehr ähnlich. Für letztere konnten in den letzten Jahren die Ansätze zur Abschätzung der Schwingfestigkeit kontinuierlich weiterentwickelt werden, gerade auch wegen des Fortschritts in der numerischen Beanspruchungsanalyse.

Die vorliegende Arbeit verfolgt die Zielsetzung, den bestehenden Wissensstand auf die Laserstrahlschweißnähte zu übertragen bzw. zu erweitern. Vorgehensweisen zur experimentellen Kennwertbildung der Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Feinblechen und Methoden zur Übertragung auf komplexe Strukturen müssen entwickelt werden. Da Grundlagen zu linienförmigen Überlappverbindungen fehlen, sind neben praktischen insbesondere wissenschaftliche Problemstellungen zu lösen. Deshalb werden die Untersuchungen zunächst auf Einstufenbelastung beschränkt. Die dabei gewonnen Erkenntnisse sollen die Grundlage für zukünftige Arbeiten mit variablen Amplituden bilden. Die Forschungsrichtung wird durch die Anforderungen zum Ersatz der Punkt- durch die Laserstrahlschweißverbindung für die Anwendung in der Automobilindustrie vorgegeben.

2 Kenntnisstand

2.1 Laserstrahlschweißen

Das *Laserstrahlschweißen* ist ein Verfahren zum werkstoffschlüssigen Verbinden von Feinblechen. Es gehört nach DIN 8593 zu der Untergruppe *Fügen durch Schweißen* in der Hauptgruppe *Fügen* der Fertigungsverfahren. DIN 1910 ordnet dieses Schweißverfahren nach der Art des Grundwerkstoffes dem *Schweißen von Metallen*, nach der Art des physikalischen Ablaufs dem *Schmelzverbindungs-schweißen* und nach der Art des von außen auf das Werkstück wirkenden Energieträgers den *Strahlschweißverfahren* zu.

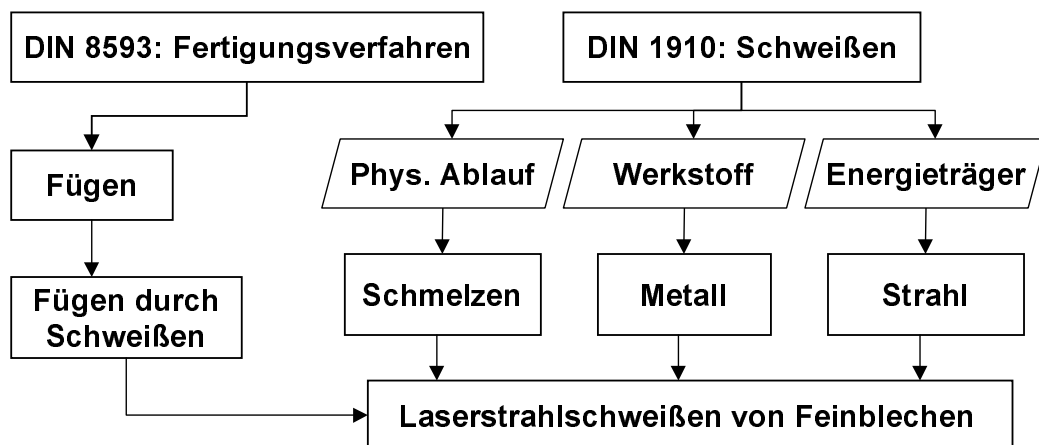


Abbildung 2.1: Einordnung des Laserstrahlschweißens

2.1.1 Physikalisch-technologische Grundlagen

„Laser“ ist die Abkürzung für das englische *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation*. Der Begriff bezieht sich auf die technologische Umsetzung folgenden quantenmechanischen Phänomens: Trifft ein Photon auf ein Atom und die Anregungsenergie des

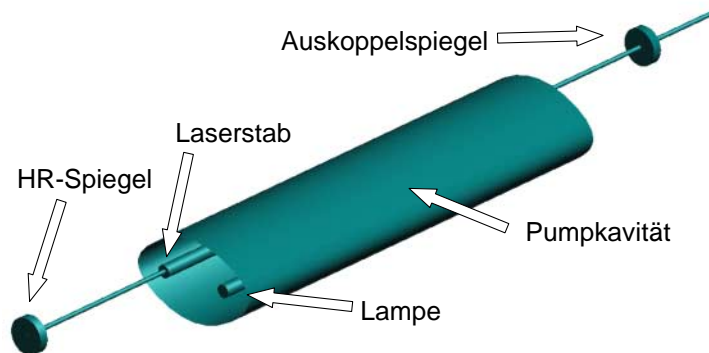


Abbildung 2.2: Aufbau eines Festkörperlaser

Atoms entspricht der Energie des Photons, dann kann das Atom in seinen Grundzustand zurückversetzt werden. Ein zusätzliches Photon wird abgestrahlt, das dieselbe Frequenz, Phasenlage und Polarisationssebene wie das ursprünglich einfallende Photon hat. Es entwickelt sich eine Lichtverstärkung, deren Strahlung kohärent ist. Je nach Zusammenhang bezieht sich der Begriff Laser auf das *Lasersystem* zur Erzeugung der Lichtverstärkung oder auf die *Laserstrahlung* selbst.

Die verschiedenen Typen von Lasersystemen unterscheiden sich physikalisch durch die Art des laseraktiven Mediums, des Wirtsmediums, der Quelle der anregenden Strahlung oder der Wellenlänge der Ausgangsstrahlung, technologisch hinsichtlich der erzielbaren Laserleistung, der Strahlqualität oder des Wirkungsgrads. Höchste Dauerleistungen bis weit über 10 kW werden mit dem CO₂-Laser erzielt. Er emittiert Licht der Wellenlänge $\lambda_{\text{CO}_2} = 10,7 \text{ nm}$, das optisch über Spiegel gelenkt werden muß. Der schwächere Nd:YAG-Festkörperlaser (Abb. 2.2) hat eine Wellenlänge von $\lambda_{\text{Nd:YAG}} = 1,07 \text{ nm}$. Die Laserstrahlung kann in Lichtleitfaserkabeln geführt werden. Die Leistung ist auf mehrere kW beschränkt, wobei Steigerungen zu erwarten sind (Stand 2002: 4kW-Systeme in der industriellen Anwendung [ACI02]). Auch der Diodenlaser entwickelt sich zunehmend zu einer leistungsfähigen Alternative [Nöl99].

Die kraftfreie und lokale Wärmeeinbringung sowie eine einfache und hochpräzise örtliche und zeitliche Steuerbarkeit qualifizieren den Laser als Energiequelle in der Schweißtechnik. Die Laserstrahlung wird durch optische Komponenten auf die Werkstückoberfläche gelenkt, wo die Lichtenergie absorbiert und in Wärme umgewandelt wird. Die genauen physikalischen Zusammenhänge bei der Einkopplung der Strahlungsenergie in das Werk-

stück sind äußerst komplex und nach wie vor Gegenstand von Forschungsarbeiten. Es ist möglich, lokal sehr begrenzt aufzuschmelzen. Temperatureinflüsse wie Gefügeveränderungen, Eigenspannungen oder Bauteilverzüge können so minimiert werden. Nachteile der Laseranwendung sind der schlechte Wirkungsgrad, die erforderlichen Sicherheitsvorkehrungen und die hohen Investitionskosten. Die Kombination der spezifischen Eigenschaften macht das Laserstrahlschweißen insbesondere für die Produktion von Massengütern interessant.

2.1.2 Fügen von Feinblechen

Zum Laserstrahlschweißen von dünnen Blechen wird der *Tiefschweißeffekt* genutzt [Bey95]. Das Überschreiten einer kritischen Energiedichte an der Werkstoffoberfläche führt zur Ausbildung einer Plasmakapillare (engl: *keyhole*, vgl. Abb.2.3). Der Laser kann das Plasma durchdringen und die Strahlung wird an den Wänden der Kapillare absorbiert. Der Plasmadruck hält die Kapillare offen. Bei Vorschub umströmt das schmelzflüssige Material die Kapillare. Es können sehr hohe Verhältnisse von Einschweißtiefe zu Schweißnahtbreite erreicht werden. Durch den Tiefschweißeffekt lassen sich Überlappverbindungen wirtschaftlich fügen, auch wenn das oben liegende Blech komplett aufgeschmolzen werden muß, um an die eigentliche Verbindungsfläche „heranzukommen“. Mit dem Laser können unbeschichtete Bleche aus niedrigfesten, hochfesten oder Dualphasenstahl geschweißt werden.

Einschränkungen ergeben sich in der Anwendung mit verzinkten Blechen. Während der Erwärmung verdampft das Zink ($T_{\text{Siede, Zn}} = 1180 \text{ K}$), wenn niedriglegierter Stahl noch fest ist ($T_{\text{Schmelz, Fe}} = 1809 \text{ K}$). Aus einer bündigen Überlappverbindung kann der Zink-

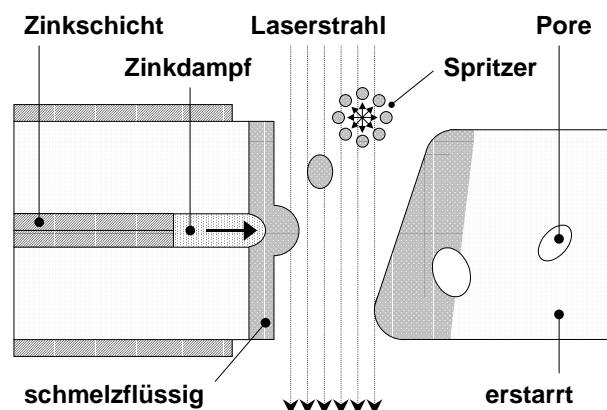


Abbildung 2.3: Mechanismus der Zinkentgasung nach [OKO⁺98]

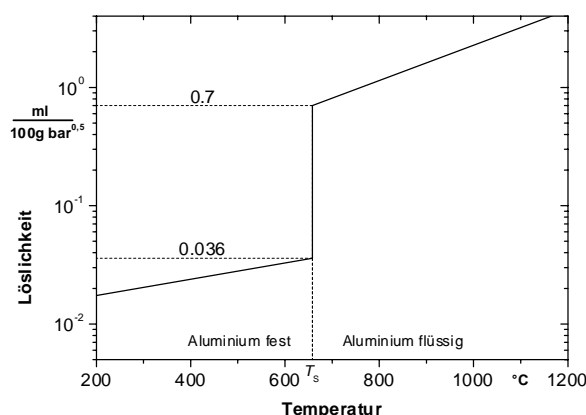


Abbildung 2.4: Löslichkeit von Wasserstoff in Aluminium

dampf im Spalt zwischen den Blechen nicht zur Seite hin entweichen. Die Entgasung erfolgt über das Schmelzbad. Nach ONO ET AL. [OKO⁺98] werden dabei kleine Tropfen schmelzflüssigen Stahls in die Plasmakapillare gedrängt, Abb. 2.3. Dort der Laserstrahlung unmittelbar ausgesetzt, verdampfen sie aufgrund des hohen Verhältnisses von absorbierender Oberfläche zu Volumen explosionsartig. Die Druckwelle in der Kapillare schließlich führt in Wechselwirkung mit der Schmelze zu einem instabilen Schweißprozess, Auswürfen und einer deutlich sichtbaren Schweißfackel. Die Qualität der Schweißnaht ist stark beeinträchtigt.

Beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumfeinblech sind die spezifischen Schweißeigenschaften des Werkstoffs zu berücksichtigen. Der Heißrißneigung wird mit siliziumhaltigen Zusatzwerkstoff begegnet. Das in Abb. 2.4 dargestellte temperaturabhängige Löslichkeitsverhalten von Wasserstoff kann in Verbindung mit den hohen Temperaturgradienten zu Übersättigung führen. Der sprunghafte Anstieg um den Faktor 20 beim Übergang von der festen in die flüssige Phase ermöglicht die Bildung von Keimen und Blasen [Rap96]. Werden diese von der Erstarrungfront überholt, entsteht Wasserstoffporosität. Lasergeschweißtes Aluminium ist immer in einem gewissen Maß mit Werkstoffehlern behaftet.

2.1.3 Anwendung in der Automobilindustrie

Das Laserstrahlschweißen von vorgefertigten Tiefziehplatinen (engl: *taylored blanks*) ist in der Automobilindustrie Stand der Technik [Eck93]. Bleche mit unterschiedlichen, lokal angepaßten Eigenschaften wie Dicke, Festigkeit oder Beschichtung werden vor der Umformung gefügt. Der geringe Energieeintrag ermöglicht die Minimierung von thermischen

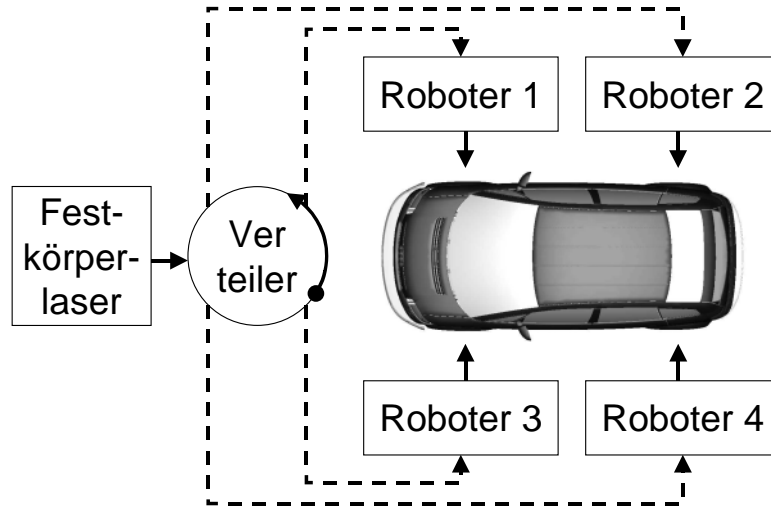


Abbildung 2.5: Simultanes Schweißen von mehreren Nähten mit einer Laserstrahlquelle

Einflüssen und Verzügen.

Im Zusammenbau der Karosserie findet das Laserstrahlschweißen beim Verbinden des Dachblechs mit den Karosserie-Seitenteilen regelmäßige Anwendung [Thi99]. Den Anforderungen bezüglich Steifigkeit, Dichtkeit und Lackierbarkeit genügt eine kontinuierliche Kehlnaht am Überlappstoß. Geeignete Nahterkennungs- und Nahtführungssysteme stellen einen stabilen Schweißprozeß sicher. Die Anordnung der Bleche in einem gewissen Winkel gewährleistet die Zinkentgasung.

Für den Ersatz des Punktschweißens an der Überlappverbindung galvanisierter Stahlbleche wird mit Hilfe eingepprägter Noppen oder Rillen ein definierter Spalt zwischen den Blechen eingestellt [RKD⁺94]. Der Zinkdampf kann zur Seite hin entweichen. Die Untersuchung von ONO ET AL. zeigt, daß mit größerem Spalt die statische Festigkeit steigt [OKO⁺98]. Die Menge an ausgeworfenen Material ist von der Dicke der Zinkauflage und der Spaltweite abhängig. Ab einer kritischen Spaltweite g_{krit} tritt in Abhängigkeit von der Zinkauflage keine Spritzerbildung mehr auf:

$$g_{\text{krit}} = 0,4 \frac{m_{\text{Zn}}}{A_{\text{Blech}}} \frac{\text{m}^2}{\text{g}} \mu\text{m} \quad (2.1)$$

Um die Investitionskosten für die Laserstrahlquellen zu reduzieren, versucht man, den Laserstrahl zeitlich aufzuteilen und für die Erzeugung von mehreren Steppnähten gleichzeitig zu nutzen [ACI02]. Abb. 2.5 veranschaulicht die Vorgehensweise. Die Roboter bewegen je einen Bearbeitungskopf mit konstanter Geschwindigkeit über die Linien der Steppnähte, während der Laserstrahl im Intervall zugeführt wird. Der Abstand der Stepps ergibt sich

als ganzzahliges Vielfaches der Stepplänge. Mit dem Verhältnis 1:3 können z.B. alle vier Türausschnitte mit einer einzigen Laserstrahlquelle gleichzeitig geschweißt werden.

Konkurrierende Verfahren zum Laserstrahlschweißen in der Automobilindustrie sind die Klebetechnik, mechanische Fügeverfahren (z.B. Stanznieten), das Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre [DB00], das Laserlöten sowie Hybridverfahren.

2.2 Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinblechverbindungen

2.2.1 Experimentelle Untersuchung der Schwingfestigkeit

Die zur Ermittlung der Schwingfestigkeit von überlappenden Feinblechen vorhandenen Probenotypen sind für punktförmige Fügeelemente ausgelegt. An spezifischer Geometrie untersucht man ein oder mehrere Punkte. Typische Einpunkt-Proben sind die Scher- und Schälzugprobe mit definierter Belastungsart (vgl. DIN 50124 und DIN 50164) sowie die KS1- und KS2-Probe mit einstellbarer Belastungsart [Kor00]. Die gängigen Mehrpunktproben sind die Hutprofilproben [RZ95] und die H-Proben in ihren verschiedenen Ausführungen [SHZ01]. Trotz der Bestrebung, möglichst eindeutige Beanspruchungszustände einzustellen, ergeben sich immer Wechselwirkungen mit den Einspann- und sonstigen Randbedingungen. Um dennoch Vergleichbarkeit zu erzielen, wurden Vorschläge zur Vereinheitlichung der Probenformen und Versuchsbedingungen erarbeitet [XWKB]. Schwingfestigkeitsuntersuchungen an Feinblechproben und zugehörige Auswertungen finden sich im großen Umfang bei RADAJ&SONSINO [RS98].

Zur Untersuchung von Laserstrahlschweißverbindungen greift man auf diese Feinblechproben zurück. Probleme bereitet die Wahl der Nahtlänge und die Handhabung der Schweißnahtenden. Eine Möglichkeit ist, die punktförmige Verbindung durch Laserstepps zu ersetzen und das Verhalten des gesamten Fügeelements zu bewerten [WE91]. Alternativ versucht man über die gesamte Schweißnahtlänge einen konstanten Beanspruchungszustand einzustellen, indem man den Nahtendeffekt eliminiert. Das kann etwa mit einem senkrechten Schnitt durch die Schweißnaht an Scher- und Schälzugproben [KSP00] oder durch das Einspannen der Nahtenden, z.B. bei Hutprofilen, erfolgen [SM93].

Als Versagenskriterium wird bei den Mehrpunktproben ein relativer Steifigkeitsabfall Δc aus der Kraftamplitude F_a und der Wegamplitude u_a definiert:

$$\Delta c = \frac{\Delta F_a}{\Delta u_a} \quad (2.2)$$

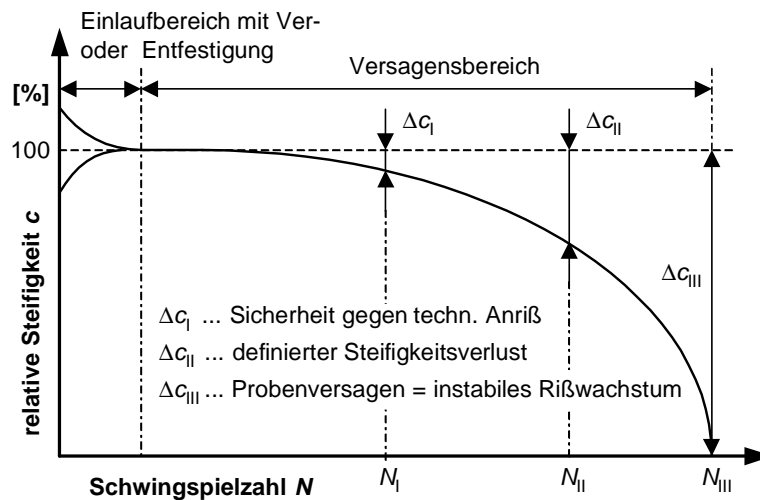


Abbildung 2.6: Definition Versagenskriterium für Punktschweißverbindungen [Kor00]

Diesem kann ein bestimmter Schädigungsfortschritt nach Abb. 2.6 zugeordnet werden [Kor00]. Die Form des Steifigkeitsverlaufs ist jedoch von den Versuchs- und Probenparametern abhängig, was die Vergleichbarkeit einschränkt. Bei Einpunktproben wird auch das Versagenskriterium Bruch verwendet. Bei linienförmigen Feinblechverbindungen wird für Proben, die als Einpunktproben entwickelt wurden, allgemein der Bruch als Versagenskriterium verwendet, für konzeptionelle Mehrpunktproben ein definierter Steifigkeitsabfall [SM93] [KSP00] [Kor00].

2.2.2 Stahl

Die zyklische Beanspruchbarkeit von laserstrahlgeschweißten Stumpfstoßverbindungen aus Stahl untersuchten SONSINO&MÜLLER an Flachzugproben aus St 1403 [SM93]. Wie in Abb. 2.7 zu erkennen, entstand der Schwingungsriß außerhalb der Schweißnaht. Die höhere Festigkeit und Quersteifigkeit in der Naht leitete das Versagen im Grundwerkstoff ein.

Andere Eigenschaften weist die laserstrahlgeschweißte I-Naht am Überlappstoß auf, die im Automobilbau die Punktschweißverbindung ersetzen soll. Wegen der rißartigen Kerbe liegt der Schädigungsausgang direkt an der Naht. Es dürfte eine große Anzahl von Studien zur Schwingfestigkeit dieser Verbindung in der Automobilindustrie vorliegen. Die wenigen veröffentlichten Ergebnisse beschränken sich meist auf die Untersuchung eines einzelnen Parameters oder den Vergleich mit punktgeschweißten Verbindungen. Einheitlich scheint ein Tiefziehstahl mit max. 0,08% Kohlenstoffgehalt und einer Streckgrenze von $R_p \leq 200$

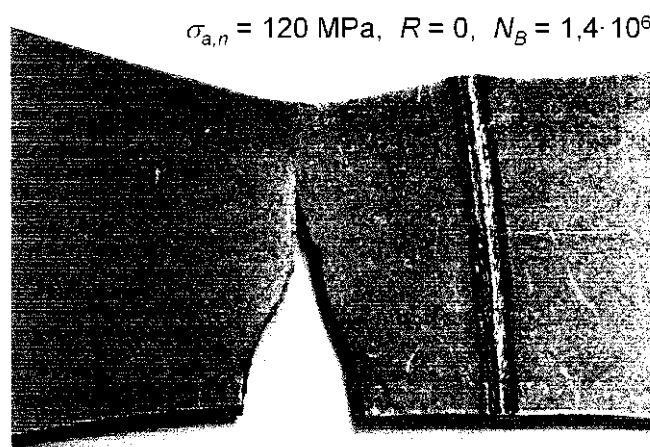


Abbildung 2.7: Zykl. Versagen eines lasergeschweißten Stumpfstoß aus Stahl [SM93]

MPa Schwerpunkt des Interesses zu sein.

An der H-Probe verglichen BIWAS ET. AL die Schwingfestigkeit einer durchgehenden Laserschweißnaht mit der punktgeschweißten Variante [BHS94]. Versagenskriterium war 40% Steifigkeitsabfall. Die erzielten Lebensdauern für einen bestimmten Lasthorizont waren direkt proportional zu dem aufgeschmolzenen Volumen der Punkt- oder Laserschweißverbindung.

ALBRIGHT ET AL. untersuchten den Einfluß verschiedener Schweißnahtmuster auf die Schwingfestigkeit der Scherzugprobe [AHL90]. Mit breiterer Anordnung mehrerer Nähte in Lastrichtung stieg die ertragbare Nennspannung, eine höhere Blechdicke führte zu einer Absenkung. Ein Einfluß der Spaltweite zwischen den Blechen wurde nicht festgestellt. Bruch als Versagen erfolgte ausgehend von der rißartigen Kerbe in der Ebene der Wärmeeinflußzone.

Bei FLAVENOT ET AL. [FDD⁺93] verursachte ein Spalt von 0,1 mm bei einer Blechdicke von 0,9 mm einen Abfall der Schwingfestigkeit um 14%. Der Bruch erfolgte in der Fügefläche. Verschiedene Nahtformen wurden an Scherzugproben untersucht, wobei mit einer Nahtvariante, bei der das untere Blech nur teilweise aufgeschmolzen worden war, die höchsten Schwingfestigkeiten erzielt wurden. Höhere Streckenenergie resultierte in niedrigerer Schwingfestigkeit, aber der Effekt war nur schwach ausgeprägt.

Einzig die Untersuchung von SONSINO&MÜLLER ermittelte systematisch den Einfluß der Blechdicke und der Belastungsart auf die Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Überlappproben [SM93]. Die Scherzugproben ohne Spalt hatten die höchste, die mit Spalt eine etwas geringere, die Schälzugproben die niedrigste ertragbare Nennspannung bis zum

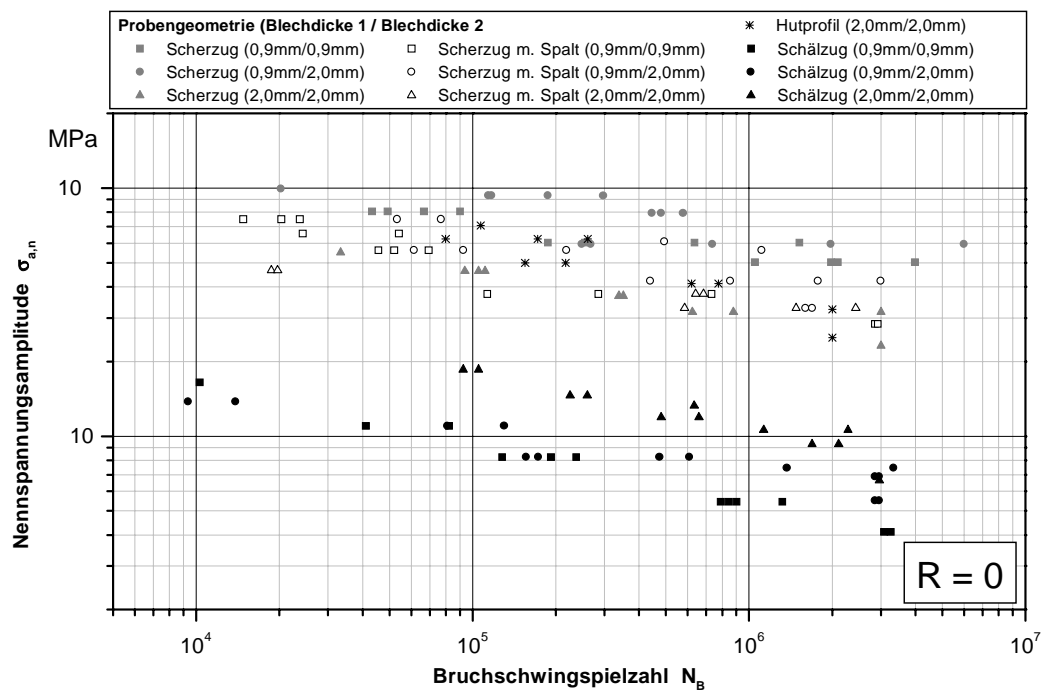
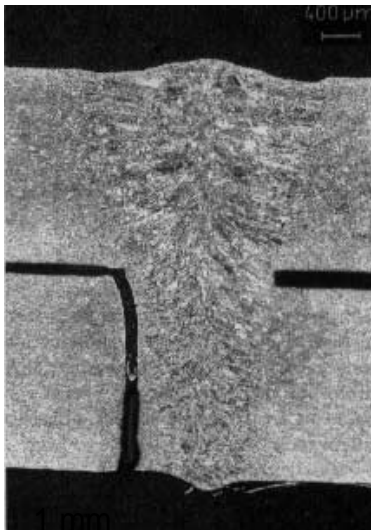
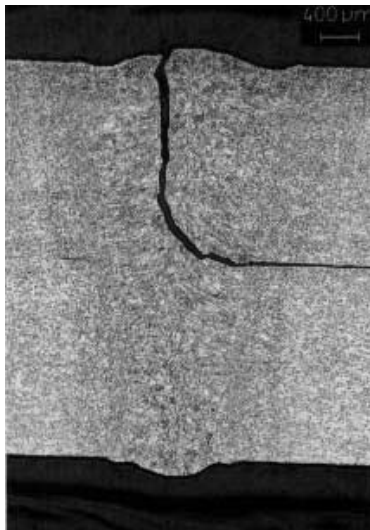


Abbildung 2.8: Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Überlappproben nach [SM93]

a. Scherzugprobe



b. Schälzugprobe



c. Hutprofilprobe

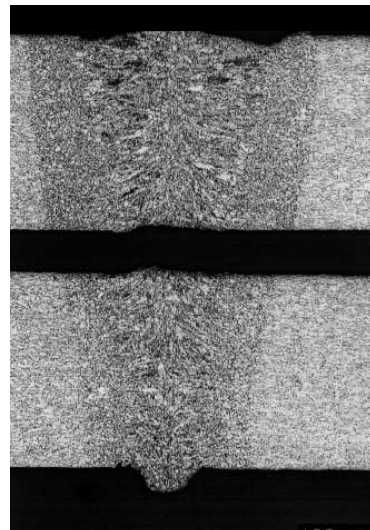
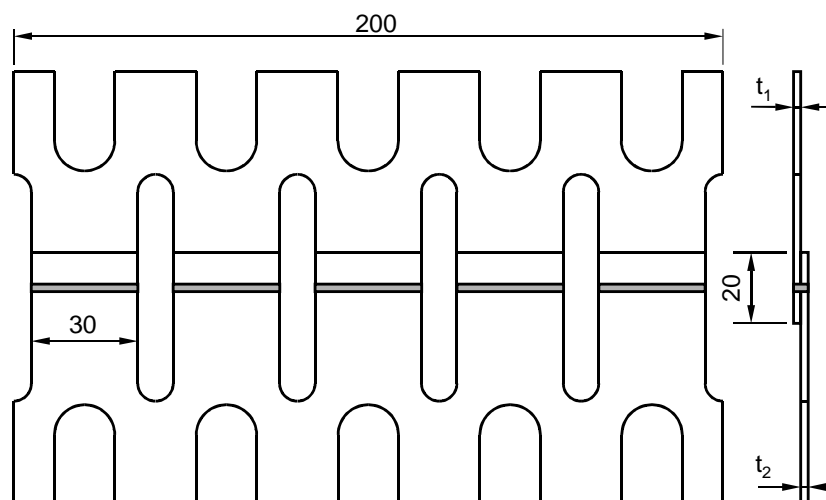


Abbildung 2.9: Art des Versagens von Überlappverbindungen in Abhängigkeit von der Belastungsart nach [SM93] und [ES01], $t = 2,0$ mm

Abbildung 2.10: Modifizierte H-Probe nach ZHANG ET.AL [ZES⁺02a]

Bruch. Die Auftragung in Abb. 2.8 weist einen Blechdickeneffekt aus, d.h. die dünneren Bleche ($t = 0,9$ mm) haben, bezogen auf den Querschnitt, eine größere Tragkraft als die dicken Bleche ($t = 2,0$ mm). Das Versagen stellte sich bei SONSINO&MÜLLER in Abhängigkeit von der Belastungsart ein. Proben unter Scherzugbelastung entwickelten einen Riß senkrecht zur Blechebene, ausgehend von der rißartigen Kerbe, Abb. 2.9.a. Bei den Schälzugproben wuchs der Riß zunächst in der Fügeebene und knickte manchmal zur Mitte des Schweißguts hin ab, Abb. 2.9.b. Die torsionsbelasteten Hutprofilproben versagten komplett in der Fügeebene, Abb. 2.9.c.

ZHANG ET.AL [ZES⁺02a] vermieden den Einfluß der Nahtenden, indem in eine lange Naht Langlöcher gefräst wurden. So entstanden die in Abb. 2.10 dargestellten Blechproben mit je fünf Schenkeln, die paarweise in die Aufnahme für die H-Probe eingespannt wurden. Die ertragbare Nennspannung sank mit zunehmender Blechdicke. Bei ungleicher Blechdickenpaarung bestimmte das dünnere Blech die Schwingfestigkeit. Das dickere zweite Blech führte jedoch zu einer gewissen Erhöhung. Der ebenfalls untersuchte Parameter Schweißgeschwindigkeit hatte keinen signifikanten Einfluß auf die Ergebnisse.

Unter praktischen Aspekten betrachteten WANG&EWING die Schwingfestigkeit eines Laserstepps [WE91]. Sie verglichen drei Ausführungen der Scherzugprobe auf Basis des gleichen aufgeschmolzenen Volumens: Eine mit paralleler Orientierung des Laserstepps zur Lastrichtung, eine mit senkrechter Orientierung und eine dritte mit einem Schweißpunkt. Die Längsnaht hatte die höchste, die Quernaht eine niedrigere Schwingfestigkeit, die aber immer noch etwas höher war als die des Schweißpunkts. Der Schwingungsriß ging bei den Laserproben von den Nahtenden aus und der größte Anteil der Lebensdauer wurde dem

Rißfortschritt in der WEZ zugeordnet.

Eine weitere Untersuchung der gleichen Autoren hat Versuche mit einer T-Konfiguration eines punktgeschweißten Hohlprofils ($t = 1,15$ mm) auf einem Kastenträger ($t = 1,5$ mm) [WE94] zum Gegenstand. Dies entspricht in etwa der Anordnung der B-Säule auf dem Längsträger eines PKWs. Die in Abb. 2.11 dargestellte Verbindung war alternativ mit einer geradlinigen oder dem Kraftverlauf angepaßten Laserschweißverbindung sowie einer konventionellen Punktschweißverbindung gefügt. Es wurden die Lebensdauern bis 10% Steifigkeitsabfall ermittelt. Die einfache Laserschweißnaht wies die niedrigste Schwingfestigkeit auf. Nur mit dem angepaßten Schweißnahtverlauf konnte eine höhere Schwingfestigkeit als bei der Punktschweißverbindung erreicht werden. WANG&EWING ergänzten, daß diese Ergebnisse unter einachsiger Einstufenbelastung erzielt wurden und unter anderen Lastbedingungen so nicht mehr zutreffen müssen.

Tab.2.1 stellt die in den verschiedenen Quellen erzielten Schwingfestigkeiten unter Scherzug gegenüber. Nicht berücksichtigt ist der Einfluß der Probenabmessungen und der Schweißnahtenden. Trotzdem zeichnet sich der von den Punktschweißverbindungen bekannte Blechdickeneffekt deutlich ab.

Tabelle 2.1: Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Scherzugproben ²

Quelle		Stahl	Dicke t	Nennspannungsamplitude ($N = 2 \cdot 10^6$, $P_U = 50\%$)
FLAVENOT ET AL.	[FDD ⁺ 93]	XES	0,70 mm	48 MPa
WANG&EWING	[WE91]	SAE 1008	0,76 mm	40 MPa
ZHANG ET AL.	[ZES ⁺ 02a]	DC 04	0,80 mm	40 MPa
SONSINO&MÜLLER	[SM93]	St 1403	0,80 mm	55 MPa
BIWAS ET. AL	[BHS94]	<i>weicher Stahl</i>	1,00 mm	50 MPa
ZHANG ET AL.	[ZES ⁺ 02a]	DC 04	1,35 mm	38 MPa
ZHANG ET AL.	[ZES ⁺ 02a]	DC 04	1,90 mm	29 MPa
SONSINO&MÜLLER	[SM93]	St 1403	2,00 mm	32 MPa
ALBRIGHT ET AL.	[AHL90]	AISI 1008	2,54 mm	30 MPa

An verschiedener Stelle wurde versucht, die Schwingfestigkeit unter Nahtlängsbeanspruchung an Hutprofilproben zu bestimmen. Nur SONSINO&MÜLLER erzielten für eine Blechdicke von $t = 2,0$ mm einen Schwingungsbruch in der Schweißnaht [SM93], vgl. Abb. 2.9.c. Bei der geringeren Blechdicke $t = 0,8$ mm kam es, wie auch bei FLAVENOT ET AL. mit $t = 0,7$ mm [FDD⁺93], zu Einspannbrüchen und Versagen durch Beulen des Profils im Grundwerkstoff.

²z.T. Schätzwerte nach den dargestellten Wöhlerkurven.

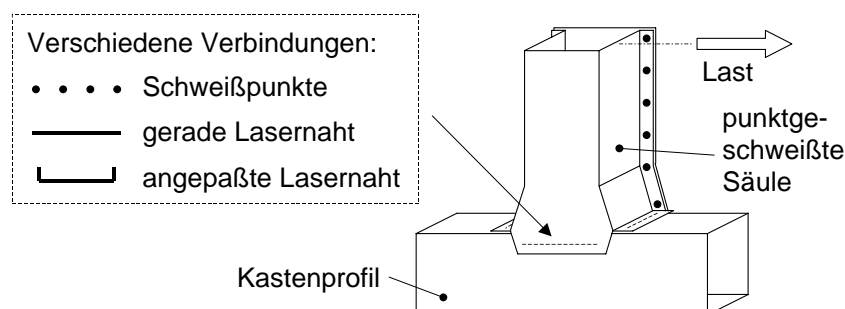


Abbildung 2.11: Laser- bzw. punktschweißte T-Stoß-Konfiguration nach [WE94]

2.2.3 Aluminium

Die Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißtem Aluminiumfeinblech hängt maßgeblich von vorhandenen Schweißimperfectionen ab. Ein Vergleich von an unterschiedlicher Stelle ermittelten Kennwerten ist daher oft wenig aussagekräftig.

Die ausführlichste Untersuchung von KAUFMANN ET AL. hatte die Ermittlung des Einflusses von Probengeometrie, Stoßform und Legierungstyp zum Gegenstand [KSP00]. Die Schweißparameter wurden in einer Studie zur Prozeßsicherheit von EHRHARDT festgelegt [Ehr00]. Die erzielte Schwingfestigkeit war Kriterium für die Bewertung der Schweißnahtqualität. Die Ergebnisse werden in Abschnitt 6 der vorliegenden Arbeit eingehend untersucht, mit Ausnahme der Kehlnahtverbindungen. Letztere unterscheiden sich von den I-Nähten am Überlappstoß hinsichtlich der ertragbaren Lasten und Einflüsse nicht wesentlich.

Die Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Aluminiumfeinblechen wurde auch von BERKMANN untersucht [Ber98]. Im schweißtechnologischen Teil der Arbeit stand die Optimierung der Nahtausbildung im Vordergrund, so daß für die verschiedenen Stumpfstoßverbindungen eine höchstmögliche Schweißqualität unterstellt werden kann. Allerdings waren Heißrisse nicht vollständig zu vermeiden. Es ergaben sich für Stumpfstoßverbindungen von AlMgSi-Legierungen (T4) der Blechdicken $t = 1,25$ mm und 1,6 mm sowie deren Kombination ertragbare Nennspannungsamplituden von ca. 35 MPa bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen ($f = 70 \dots 120 \text{ s}^{-1}$, $P_{\dot{U}} = 50\%$) und schwellender Belastung. Die AlMgMn-Legierungen hatten ohne Zusatzwerkstoff ($t = 1,25$ mm, 1,5 mm und 3 mm) die gleiche Schwingfestigkeit, trotz des andersartigen Gefüges in der Nahtmitte (AlMgSi: stengelförmige Kristallisation zur Nahtmitte hin, AlMgMn: globulitisch). Durch die Verwendung von Zusatzwerkstoff sank die Schwingfestigkeit bei diesem Legierungstyp auf bis zu 25 MPa. Bei genau abgestimmter Menge an Zusatzwerkstoff konnte jedoch die Schwingfestigkeit der Naht ohne Zusatzwerkstoff annähernd erreicht werden. Spanendes Abarbeiten

der Nahtüberhöhung führte zu einer Erhöhung der ertragbaren Nennspannungsamplitude auf ca. 52 MPa (AlMg4,5Mn, $t = 3$ mm). Für die Überlappstöße wurden ertragbare Nennspannungsamplituden von ca. 15 MPa (AlMg0,4Si1,2 T4, $t = 1,25$ mm) bzw. ca. 19 MPa (AlMg0,5Si T4, $t = 1,25$ mm; AlMg0,4Si1,2 T4, $t = 1,6$ mm) und 26 MPa (AlMgSi0,5 T4, $t = 1,6$ mm) festgestellt.

2.3 Berechnung der Schwingfestigkeit

Bei der Berechnung der Schwingfestigkeit wird nach dem Ort der Beanspruchungsermittlung unterschieden. Die *Nennspannungskonzepte* beschreiben die Schwingfestigkeit in Abhängigkeit des Verhältnisses der äußeren Last zu einer Bauteil-*Fläche*. Sie sind nur bei eindeutig zu definierendem Querschnitt und Kerbfall anwendbar. Bei den *lokalen Konzepten* wird ein spezifischer Kennwert (Strukturspannung, örtliche Spannung oder Dehnung, Spannungsintensität) aus Last und Geometrie für jeden *Punkt* im Bauteil bestimmt. Diesem wird der Werkstoffwiderstand gegen zyklische Schadensbildung gegenübergestellt. Die Korrelation erfolgt über empirische oder schädigungsmechanische Hypothesen und Konzepte. Der höchstbeanspruchte Ort bestimmt die Bauteillebensdauer.

Die Wahl des Berechnungsansatzes orientiert sich an den Möglichkeiten der Modellbildung und den Werkstoffeigenschaften. Eine betriebsfeste Auslegung einer Schweißkonstruktion stellt besondere Anforderungen an die Berechnung [Rad90]. Die genauen Geometrieverhältnisse sind oft nicht bekannt oder können nur sehr aufwendig bestimmt werden. Die Werkstoffeigenschaften sind stark inhomogen und Eigenspannungen müssen vorausgesetzt werden. Oft treten bei Schweißverbindungen rißartige Defekte auf. Lokale Konzepte müssen diese Eigenschaften berücksichtigen, was einen erheblichen experimentellen oder numerischen Aufwand bedeutet. Einen vollständigen Überblick über den Stand der Berechnung von Schweißverbindungen mit lokalen Konzepten geben RADAJ&SONSINO [RS98].

Die laserstrahlgeschweißte I-Naht am Überlappstoß von dünnen Blechen weist kleine Abmessungen, eine rißartige Kerbe und keine feststehenden Belastungsarten auf. Sie unterscheidet sich hinsichtlich der kritischen Kerbe an der Fügefläche nicht von Schweißpunkten. Für letztere haben sich zwei Konzepte zur Berechnung der Schwingfestigkeit durchgesetzt, die im folgenden kurz dargestellt werden: Der *Strukturspannungsansatz*, bei dem die rißartige Kerbe vernachlässigt wird und der *Spannungsintensitätsfaktoransatz*, bei dem die Kerbe zwischen den Blechen als Riß idealisiert wird. In der Berechnung geschweißter Strukturen allgemein hat das *Kerbspannungskonzept mit fiktivem Ersatzradius* breite Anwendung gefunden.

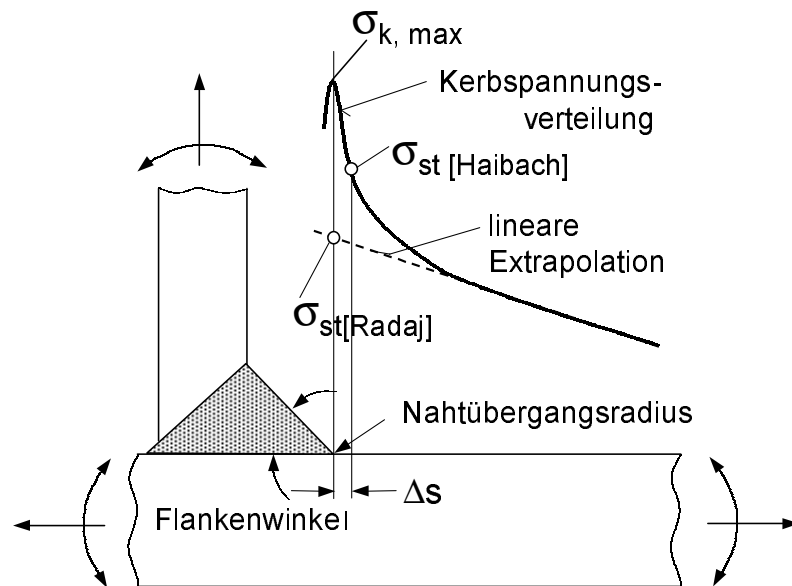


Abbildung 2.12: Definition der Struktur- und Hot-Spot-Spannung

2.3.1 Strukturspannungskonzept

Bei der Berechnung dünnwandiger Strukturen (Rohr, Blech) hat sich für widerstandspunktgeschweißte Feinbleche und andere Verbindungsformen gezeigt, daß die linear an die Schweißnaht extrapolierte Oberflächenspannung ein Maß für die Schwingfestigkeit ist [RS98]. Die Strukturspannung ist in der Literatur nicht einheitlich definiert. Sie ist nach RADAJ die Spannung unter Vernachlässigung der lokalen Kerbwirkung [Rad90]. Nach HAIBACH ist die Strukturspannung die Spannung an der Oberfläche in einem gewissen (blechdickenabhängigen) Abstand zum Auslauf der Naht [Hai02]. In Abb. 2.12 ist die Vorgehensweise zur Bestimmung der Strukturspannung σ_{st} an einem T-Stoß erläutert.

Die Berechnung der Strukturspannung erfolgt meist mit der FEM. Die Struktur wird mit Schalenelementen vernetzt, Fügezonen werden durch spezielle Modelle dargestellt. Unter der Voraussetzung, daß die Schalenelemente und die Füge Modelle das globale Steifigkeitsverhalten korrekt abbilden, lassen sich im von Kerben unbeeinflussten Bereich die wahren Oberflächenspannungen bestimmen. Diese werden linear an den Schadensort extrapoliert und nur die Komponente senkrecht zum Rand der Fügefläche betrachtet. Die Strukturspannung ist daher konzeptionell eng mit der Hot-Spot-Spannung σ_{hs} (vgl. Abb. 2.12) verwandt, die aus experimentell gemessenen und extrapolierten Dehnungen gebildet wird.

In der Arbeit von RUPP wurde ein Einfluß der Blechdicke auf die ertragbare Strukturspannung von Punktschweißverbindungen unter Scherzug eingeführt [Rup92]. Die Strukturspannung σ_{st} wurde als Funktion der Scherzugkraft $F_{x,y}$ und des Biegemoments $M_{x,y}$ einheitlich abgeleitet. Der Anteil aus dem Biegemoment wurde mit einer Blechdickenkorrektur ergänzt:

$$\sigma_{st,Scherzug} = \frac{F_{x,y}}{\pi dt} + 1,872 \frac{M_{x,y}}{dt^2} (0,6\sqrt{t}) \quad (2.3)$$

$$\sigma_{st,Kopfzug} = 1,744 F_z \frac{1}{t^2} \quad (2.4)$$

Für Proben aus Aluminium hat RUPP eine Geometriekorrektur für den Biege- und den Scherzuganteil berücksichtigt [Rup97]:

$$\sigma_{st,Scherzug} = \left[\frac{F_{x,y}}{\pi dt} + 1,872 \frac{M_{x,y}}{dt^2} \right] \left(0,4 \sqrt{\frac{d}{\sqrt{t}}} \right)^{0,5} \quad (2.5)$$

Der Blechdickeneffekt ist nach ZHANG&RICHTER auf die Vernachlässigung der durch die rißartige Kerbe verursachten lokalen Spannungserhöhung zurückzuführen [ZR00]. Diese ist zu der Wurzel der absoluten Bauteildimension proportional. Die Strukturspannung konnte über eine Blechdickenkorrektur entsprechend ergänzt werden. Sie wurde einheitlich auf alle Lastfälle angewendet und die Beanspruchung durch den Schädigungsparameter p ausgedrückt:

$$p = \sigma_{st} \sqrt{t} \quad (2.6)$$

Die widersprüchlichen Ergebnisse bezüglich der ertragbaren Strukturspannungen im Vergleich zu RUPP sind nach ZHANG&RICHTER auf die Art der Berechnung der Strukturspannung zurückzuführen [ZR98].

Die Strukturspannung läßt sich unmittelbar mit einfachen FEM-Modellen berechnen. Lokale Kerben müssen nicht extra dargestellt werden. Dies erklärt die Verbreitung und Akzeptanz des Konzepts. Für die sichere Anwendung ist es jedoch erforderlich, daß die Vernetzung bestimmten Regeln folgt, und daß vernachlässigte Einflüsse der lokalen Kerbe separat erfaßt werden. Für jede neue Anwendung ist zu überprüfen, ob die Vorschriften zur Modellbildung ausreichen und die getroffenen Vereinfachungen zulässig sind.

2.3.2 Spannungsintensitätsfaktorkonzept

Die rißartige Kerbe zwischen den Blechen der Überlappverbindung erzeugt bei Schweißpunkten und Laserschweißnähten ein singuläres Spannungsfeld. Für linear-elastisches Werkstoffverhalten kann es mit den Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) vollständig beschrieben

werden [Hah76].

Nach POOK und YUUKI&OHIRA ist der Spannungsintensitätsfaktor ein Maß für die Beanspruchung der Überlappverbindung [Poo74] [YO89]. Ein Vorteil des Ansatzes ist, daß sich die Beanspruchungen über Geometriefunktionen direkt aus den Strukturspannungen ableiten lassen. Für Punktschweißverbindungen haben RADAJ&ZHANG diese Zusammenhänge hergeleitet [Rad89b] [RZ91].

Die gängige Interpretation des Spannungsintensitätsfaktoransatzes ist, daß das singuläre Spannungsfeld die Schwingfestigkeit bestimmt und nichtsinguläre Spannungskomponenten vernachlässigt werden können. Untersucht wird die Lebensdauer bis zum ersten Anriß, da der Ansatz zunächst nur für hohe Lebensdauern gültig ist. In einer weitergehenden Untersuchung stellten COOPER&SMITH fest, daß die Rißfortschrittsrate während des Großteils der Rißfortschrittslebensdauer konstant bleibt [CS86]. Demnach bleiben die Spannungsintensitätsfaktoren gleich und der Ansatz läßt sich auf die Rißfortschrittslebensdauer und den Zeitfestigkeitsbereich erweitern.

Tritt eine Kombination der Komponenten des SIF auf, ist eine Hypothese für die Ableitung eines äquivalenten SIF $K_{\text{äq}}$ notwendig. Mehrere Ansätze sind nach in der Schwingfestigkeitsberechnung bekannt [GS94]. Die gängigste Hypothese ist die der max. Tangentialspannung nach ERDOGAN&SIH, die zugleich eine Rißfortschrittsrichtung identifiziert:

$$K_{\text{äq},E\&S} = \left(K_I \cos^2 \frac{\varphi_0}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \varphi_0 \right) \cos \frac{\varphi_0}{2} \quad (2.7)$$

$$\tan \frac{\varphi_0}{2} = \frac{1}{4} \left(\frac{K_I}{K_{II}} \right) \pm \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \quad (2.8)$$

Die ebenfalls gebräuchliche Hypothese nach IRWIN basiert auf der Energiefreisetzungsrate bei Rißfortschritt in Richtung der Rißebe:

$$K_{\text{äq},Irwin} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (2.9)$$

Weitere Hypothesen werden in RADAJ&SONSINO in [RS98] für Punktschweißverbindungen diskutiert, ohne daß ein abschließendes Ergebnis erzielt wird. Eine Ursache ist, daß durch den SIF-Ansatz nichtsinguläre Terme des Spannungsfelds, etwa durch Lasten, die keine resultierende Schnittkraft in der Rißebe haben, vernachlässigt werden. Ungenauigkeiten entstehen, wenn zur Berechnung des SIF, was meistens der Fall ist, in erheblichem Maß Vereinfachungen getroffen werden.

Der SIF-Ansatz kann das Strukturspannungskonzept sinnvoll ergänzen, wenn die Zusammenhänge zwischen Geometrie und SIF bekannt sind, wie z.B. für die axialsymmetrische Punktschweißverbindung [Rad89a]. Für komplexere Geometrien oder den Fall, daß die tat-

sächliche Kerbgeometrie von der Idealform des Risses abweicht, ist eine zielführende Anwendung noch nicht nachgewiesen.

2.3.3 Kerbspannungskonzept

Der Ansatz, Kerben in geschweißten Strukturen fiktiv zu runden, geht auf die Spannungsmittelung nach NEUBER zurück [Neu85]. Es liegt die Hypothese zugrunde, daß die senkrecht zum Kerbgrund über eine werkstoffspezifische Ersatzstrukturlänge ρ^* gemittelte Spannung für die Beanspruchung maßgeblich ist. Die gemittelte Spannung kann durch eine fiktive Vergrößerung der Kerbe von dem ursprünglichen Radius ρ auf den fiktiven Radius ρ_f direkt berechnet werden. Durch den Faktor s wird der vorliegende Spannungszustand und die zutreffende Vergleichsspannungshypothese berücksichtigt:

$$\rho_f = \rho + s\rho^* \quad (2.10)$$

RADAJ entwickelte das Mikrostützwertungskonzept für die Bewertung von geschweißten Stahlkonstruktionen weiter [Rad90]. Aufgrund der Annahme, daß schweißbedingt rißartige Imperfektionen vorliegen, wurde der Ausgangsradius ρ zu Null gesetzt. Strenggenommen für niedrigfeste, verallgemeinert für Baustähle, beträgt $\rho_{\text{Stahl}}^* = 0,4 \text{ mm}$. Mit $s = 0,25$ mm für die Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) ergibt sich:

$$\rho_{f,\text{Stahl}} = 0 \text{ mm} + 2,5 \cdot 0,4 \text{ mm} = 1,0 \text{ mm} \quad (2.11)$$

Man spricht von einem Ersatzradius (für die rißartigen Defekte). Die praktische Anwendbarkeit des Ersatzradiuskonzepts haben SEEGER ET AL. in umfangreichen Untersuchungen für Schweißkonstruktionen mit verschiedenen Lastfällen, Stoßformen, Nahtgeometrien und Nahtausbildungen nachgewiesen [SOK89] [SOK94]. Der Ansatz eignet sich für dickwandige Bauteile ($t \gg \rho^*$), solange der Ersatzradius zu keiner maßgeblichen Querschnittsschwächung führt.

Wegen der Beeinträchtigung des Kraftverlaufs durch den Ersatzradius ist der Ansatz bei dünnwandigen Strukturen ($t < 3 \text{ mm}$) nicht anwendbar. Für die an Überlappverbindungen auftretenden rißartigen Kerben kann über die von CREAGER ermittelten Zusammenhänge aus den Spannungsentlastungsfaktoren eine fiktive Kerbspannung für eine scharfe Parabelkerbe abgeleitet werden [CP67]. LAWRENCE ET AL. führten dies für Schweißpunkte durch [LWC83]. Unter Verwendung einer Variante der Stützwirkungshypothese nach PETERSON ergab sich die äquivalente Kerbspannung $\sigma_{k,\ddot{a}q}$ zu:

$$\sigma_{k,\ddot{a}q} = \frac{2}{\sqrt{\pi\rho_f}} \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (2.12)$$

ZHANG ET AL. rundeten die Kerbe ohne Querschnittsschwächung mit einem Radius von 0,05 mm, was zu einer Verfälschung der geometrischen Verhältnisse durch eine Vergrößerung des Blechabstands führte [ZES⁺02a]. Gute Ergebnisse wurden bei der Bewertung von Punktschweißverbindungen unter Scher- und Kopfbiegebelastung erzielt.

Das Konzept mit Ersatzradius $\rho_{f,Stahl} = 1$ mm scheint nicht auf Feinblechverbindungen übertragbar zu sein. ZHANG ET AL. wählten deshalb für Schweißpunktverbindungen einen Ersatzradius von 0,05 mm. In dieser Form ist das Kerbspannungskonzept bezüglich der Querschnittsbeeinträchtigung bei Feinblechverbindungen anwendbar. Die spannungsmechanische Bedeutung eines kleinen Ersatzradius für die Schwingfestigkeit ist aber offen, ebenso fehlt bisher eine breite experimentelle Verifikation.

2.3.4 Laserstrahlgeschweißte Feinblechverbindungen

Die Anwendung der bisher vorgestellten Berechnungskonzepte auf Laserstrahlschweißnähte erfordert spezielle Modifikationen. Die Laserschweißnaht ist eine *linienförmige* Verbindung, im Gegensatz zur *kreisförmigen* Widerstands-Punktschweißverbindung. Die absoluten Abmessungen sind im Vergleich zu konventionellen Schweißkonstruktionen wesentlich kleiner. Dies führt zu anderen Verhältnissen bei der Wechselwirkung mit nichtsingulären Spannungsfeldern und den Werkstoffeigenschaften.

Die Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Scherzugproben ermittelten HSU & ALBRIGHT [HA91] nach einem Dehnungsansatz. Zahlreiche Vereinfachungen bei der Bestimmung des Spannungsfelds führten zu einer Unterschätzung der ertragbaren Lasten um ein Viertel. Der Fehler wurde mit der fehlenden Berücksichtigung von schweißspezifischen Einflüssen, wie Eigenspannungen, begründet.

In der einzigen Arbeit, in der die Geometrie der Nahtenden explizit erfaßt wurde, qualifizierte WANG das zyklische J -Integral ΔJ als Kennwert für die Beanspruchbarkeit von Lasersteppnähten am Überlappstoß [Wan95]. In einem dreidimensionalen FEM-Modell der Probe wurde die Kerbe an der Fügefläche als umlaufender Riß abgebildet. Die Diskretisierung war mit vier Elementen auf dem Halbkreis der Schweißnahtenden relativ grob. Das zyklische J -Integral wurde in Abhängigkeit vom Ort an der Naht bestimmt. WANG forderte, daß das J -Integral an der Geometrie der ungerissenen Proben für die Gesamtlebensdauer bis zum Bruch maßgeblich ist. Der Abgleich mit den Versuchsergebnissen ergab folgenden Zusammenhang zwischen der Beanspruchung und der Lebensdauer:

$$N_B = 3,5 \cdot 10^4 \Delta J^{-2,33}. \quad (2.13)$$

Für die Scherzuggeometrie wurde bei konstanter Last(-richtung) eine steigende Lebensdauer für zunehmende Blechdicke, Schweißnahtbreite oder Schweißnahtlänge sowie abnehmende Spaltweite hergeleitet. Dies stimmte mit den Trends überein, die sich aus den vorliegenden Versuchsergebnissen abzeichneten.

Den Rißfortschritt an lasergeschweißten Scherzugproben ermittelte NYKÄNEN [Nyk99]. Die Überlappgeometrie wurde zweidimensional mit der FEM abgebildet und die Spannungsintensitätsfaktoren für diskrete Schweißnahtbreiten und Blechdickenkombinationen als Funktion der Rißlänge berechnet. Die Richtung des Rißfortschritts wurde nach dem Kriterium der maximalen Tangentialspannung (Gl. 2.8) bestimmt. Mit den PARIS-Konstanten [N,mm] $m = 3$ und $C = 1,7 \cdot 10^{-13}$ ergab sich die Lebensdauer in Abhängigkeit von der Zugnennspannung und den Einspannbedingungen. Im Bereich von 10^5 Lastspielen stimmte sie mit experimentellen Ergebnissen überein. Die Unterschätzung der Lebensdauer bei höheren Lastspielzahlen führte NYKÄNEN auf das vernachlässigte Schwellwertverhalten bei zyklischem Rißfortschritt zurück.

Die Versuchsergebnisse von [SM93] haben RADAJ ET AL. nach verschiedenen, aus der allgemeinen Schweißtechnik bewährten lokalen Konzepten bewertet [RSZ99]. Die Güte der einzelnen Ansätze wurde anhand der Streuung der aus verschiedenen Wöhlerversuchen abgeleiteten Schwingfestigkeiten bei $N_B = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen beurteilt. Das Strukturspannungskonzept führte bei den Scherzugproben ohne Spalt zu einem ausgeprägten Blechdickeneffekt, das SIF-Konzept zu einer Abhängigkeit von der Belastungsart. Aus den SIF-Komponenten wurde nach Gl. 2.12 eine fiktive Kerbspannung für $\rho_f = 1,0$ mm abgeleitet. Der Ansatz führte zu den einheitlichsten Ergebnissen, allerdings ließen RADAJ ET AL. Fragen nach der physikalischen Bedeutung der Spannungen offen.

Die Untersuchung [RSZ99] wurde von EIBL&SONSINO auf den Zeitfestigkeitsbereich erweitert [ES01] (vgl. [Sch02]). Da die Kennwerte der sogenannten Dauerfestigkeit in [SM93] nur ungenügend abgesichert sind, konnten die Aussagen aus [RSZ99] ergänzt werden, die Anwendbarkeit der Konzepte auf den Zeitfestigkeitsbereich von $N = 10^4$ bis $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen vorausgesetzt. Insbesondere führt das Strukturspannungskonzept zu einer relativ einheitlichen Schwingfestigkeit, ist aber, wie Abb.2.13 zeigt, mit einem Blechdickeneffekt verbunden. Die Ergebnisse nach dem Spannungsintensitätsfaktoransatz mit der Hypothese Gl. 2.8 waren, obwohl der Blechdickeneffekt verschwand, aufgrund einer ausgeprägten Abhängigkeit von der Belastungsart schlechter als nach dem Strukturspannungsansatz.

ZHANG ET AL. schließlich beschrieben die Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Scherzugproben durch einen Strukturspannungsansatz mit Geometriekorrektur [ZES⁺02a]. Sie nahmen an, daß der für die Schwingfestigkeit effektive Spannungsintensitätsfaktor $K_{\ddot{u}q}$ direkt proportional zu dem Produkt aus der Strukturspannung und der Wurzel einer

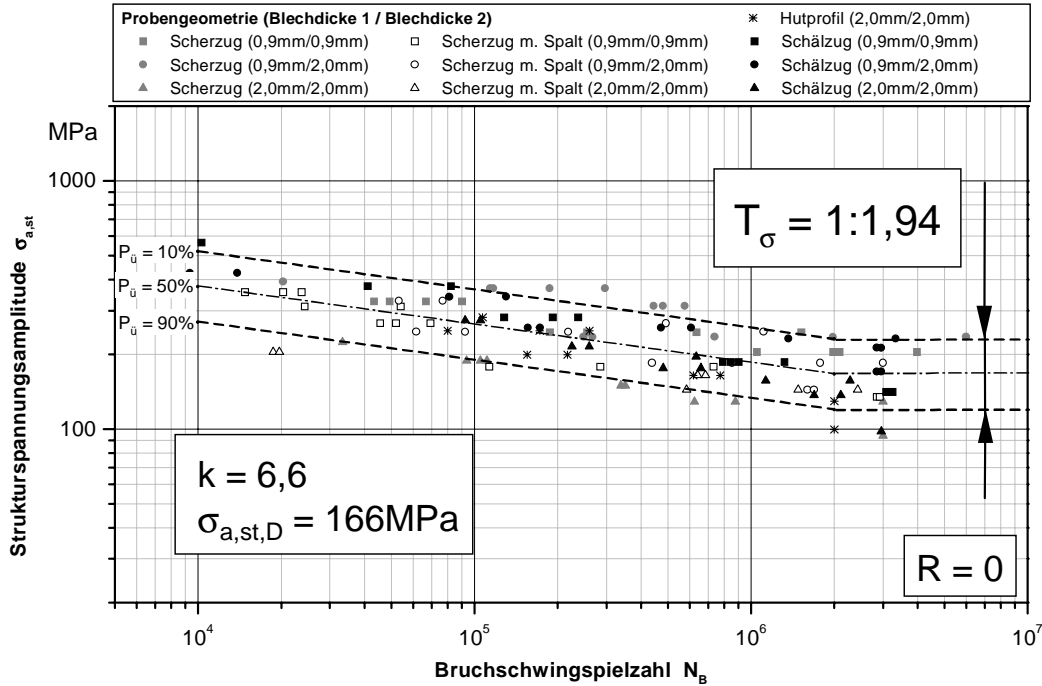


Abbildung 2.13: Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Überlappstößen in Abhängigkeit von der Strukturspannung nach [ES01]

Bauteildimension ist:

$$K_{\ddot{a}q} = \sigma_{st} f\left(\frac{w}{t_1}, \frac{w}{t_2}, \frac{t_1}{t_2}\right) \sqrt{w} \quad (2.14)$$

$K_{\ddot{a}q}$ konnte bis auf einen konstanten Faktor A als Schädigungsparameter p durch eine Reihenentwicklung aus den Versuchsergebnissen als Funktion der Blechdicken t_i und der Schweißnahtbreite w abgeleitet werden:

$$p = \frac{K_{\ddot{a}q}}{A} = \sigma_{st} \left(1 + 0,5B \left(\frac{w}{t_1} + \frac{w}{t_2} - 1,2 \right) + C \left(\frac{t_1}{t_2} - 1 \right) \right) \sqrt{w} \quad (2.15)$$

$$\text{mit } B = -0,05 \quad \text{und} \quad C = 0,5 \quad (2.16)$$

Für die Regressionsrechnung wurde ein exponentieller Zusammenhang zwischen Lebensdauer und der charakteristischen Beanspruchung p angenommen. Die Schwingfestigkeit der Laserschweißproben ergab sich zu:

$$p = 1517 N^{\frac{-1}{5,52}} \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \quad (2.17)$$

Die in der Literatur bekannten abgesicherten Konzepte zur Berechnung der Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Überlappverbindungen beschränken sich auf den Scherzug. Dabei ist die Schubbelastung der Naht die technisch relevanteste und der Schälzug die kritischste Belastungsart. Ein Ansatz, der alle drei Belastungsarten erfaßt ist erst noch zu entwickeln und experimentell zu verifizieren.

3 Werkstoffe, Versuchskörper und Probenfertigung

3.1 Grundwerkstoffe

Für die Anfertigung der Blechproben wurden der niedriglegierte, kohlenstoffarme Tiefziehstahl DC 04 (St 14) und der Dualphasenstahl DP 500, jeweils in unverzinkter Qualität, verwendet. Die Rohrproben waren aus dem Baustahl St 35, da ein Karosseriewerkstoff in der gewünschten axialsymmetrischen Geometrie nicht erhältlich ist. Die mechanischen Eigenschaften entsprechen jedoch in etwa denen des Karosserieblechs DC 04. Die chemische Werkstoffzusammensetzung und die mechanischen Kennwerte der Grundwerkstoffe sind in Tab. 3.1 aufgelistet.

Tabelle 3.1: Zusammensetzung und mechanische Kennwerte der Stahlwerkstoffe

Werkstoff	Massenanteil [%]								
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Ti
DC 04	0,030	0,051	0,089	0,006	0,008	0,029	0,027	0,007	0,067
DP 500	0,078	0,08	1,44	0,015	0,001	0,47	0,023	0,007	0,023
St 35	0,11	0,26	0,43	0,004	0,007	0,056	0,090	0,055	$<10^{-3}$

Werkstoff	Quelle	$R_{p0,2}$	R_m	A_5	Härte
DC 04	[SM93]	227 MPa	313 MPa	57%	90 HV0,1
DP 500	[Mar01]	330 MPa	490 MPa	30%	150 HV0,1
St 35	DIN 2391	235 MPa	405 MPa	26%	140 HV0,2

Zum DC 04 (früher St 14) liegt eine Vielzahl von Untersuchungen zur Schwingfestigkeit von Fügeelementen, insbesondere auch laserstrahlgeschweißter Verbindungen, vor (vgl. Tab. 2.1). Die Verwendung dieses Werkstoffs als Referenz gewährleistet ein Maximum an Vergleichbarkeit mit an anderer Stelle erzielten Versuchsergebnissen bei einer hohen technologischen Relevanz: DC 04 wird in der Fahrzeugindustrie als Tiefziehwerkstoff regelmäßig eingesetzt. Die Schweißbarkeit ist uneingeschränkt gegeben. Zwar finden heute nur noch verzinkte Stahlbleche in der Karosseriefertigung Anwendung, da aber bezüglich der Grundlagen in der Berechnung der Schwingfestigkeit Defizite bestanden, wurde auf unverzinktes Material zurückgegriffen, um den geometrischen Grenzfall der spaltfreien

Verbindung mit hoher Qualität erzeugen zu können. Als äußerst kohlenstoffarmer Stahl zeichnet sich der DC 04 durch eine geringe statische Festigkeit bei einer hohen Verformbarkeit aus. Aus [AdA03] sind die zyklischen Werkstoffeigenschaften bekannt. Das Blech stand in den Blechdicken $t = 0,8$ mm und $1,9$ mm zur Verfügung.

Beim im Vergleich zum DC 04 festeren DP 500 entsteht durch eine besondere Legierungs- und Herstellungstechnik beim Warmwalzen und Glühen ein ferritisches Gefüge mit martensitischen Einlagerungen. Es weist bei deutlich höherer Festigkeit noch ein hohes Kaltumformungsvermögen auf. Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen an den Proben aus DP 500 dienten der Feststellung eines möglichen Eigenspannungseinflusses. In unverzinkter Qualität stand der Werkstoff als Blech der Dicke $t = 1,7$ mm zur Verfügung. Die direkte Vergleichbarkeit zum DC 04 mit $t = 1,9$ mm ist eingeschränkt gegeben.

Bei den Rohrproben erfolgte die Werkstoffauswahl nach der Verfügbarkeit des Halbzeugs. Für eine kostengünstige Probenfertigung waren nahtlose Präzisionsrohre nach DIN 2391 notwendig. Die am wenigsten feste Qualität ist St 35 im normalgeglühten Wärmebehandlungszustand (NBK). Obwohl St 35 etwas andere Eigenschaften bezüglich der Verformungsfähigkeit und des Gefügezustands als DC 04 hat, ist die Übertragbarkeit der zu ermittelnden Kennwerte gegeben, da Stähle im geschweißten Zustand ein einheitliches Schwingfestigkeitsverhalten aufweisen [Son01b].

3.2 Probenform

Die linienförmige Laserschweißverbindung kann drei ausgezeichneten Belastungsarten unterzogen werden, die sich durch die räumliche Orientierung des Schnittkraftvektors zu Naht und Blech unterscheiden. Mit der Wahl geeigneter Proben versucht man, diese Belastungsarten möglichst genau und reproduzierbar einzustellen. Dabei gilt es, Wechselwirkungen mit den Einspannbedingungen zu minimieren und eine möglichst gleichförmige Spannungsverteilung über die Nahtlänge zu erreichen. Neben den ebenen Tiefziehblechen wurden zusätzlich gekrümmte Nähte an Rohren untersucht, um eine geschlossene, „endlose“ Naht zu erzeugen und zwei Belastungsarten kombinieren zu können.

3.2.1 Scher- und Schälzugproben

Der Schnittkraftvektor (Vektor der übertragenen Kraft in der Fügefläche) der *Scherzugprobe* (Abb. 3.1) ist senkrecht zur Naht und parallel zur Blechebene orientiert. Da die

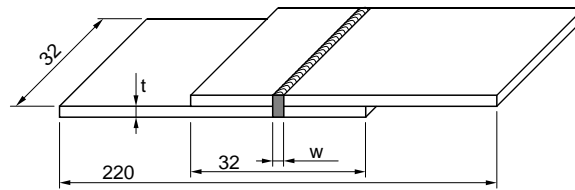


Abbildung 3.1: Geometrie der Scherzugprobe, freie Länge 125 mm

beiden äußeren Kraftvektoren aus den Einspannungen nicht auf einer Geraden liegen, sondern um die Blechdicke t parallel verschoben sind, kommt es zudem zu einem überlagerten Biegemoment parallel zur Naht.

Aufgrund der Symmetrie stellt sich der Schnittkraftvektor der *Schälzugprobe* senkrecht zum Blech ein, er geht mit einem ausgeprägten Biegemoment parallel zur Naht einher, das in seiner Größe von dem Abstand der Naht zur Einspannebene ($0,5t + 8$ mm) abhängt. Das nichtlineare, plastische Verformungsverhalten der Schälzugprobe führt zu einer ausgeprägten Abhängigkeit der lokalen Schweißnahtbelastung von der Länge der überstehenden Überlappung, wie später gezeigt werden wird. Durch Abstützung verhindert sie ein vorzeitiges „Drehen“ um die Nahtachse. Um diesen Kontakteffekt zu identifizieren, wurde eine Version der Schälzugproben mit dieser Überlappung (Schälzugprobe mit Kontakt, Abb. 3.2.a) und eine ohne dieser Überlappung ausgeführt (Schälzugprobe ohne Kontakt, Abb. 3.2.b). Das Abtrennen erfolgte durch Funkenerosion nach dem Schweißen.

Alle drei Probentypen wurden aus DC 04 in den Dickenpaarungen 0,8 mm - 0,8 mm und 1,9 mm - 1,9 mm gefertigt. Sie haben eine Gesamtlänge von $l = 220$ mm, die Probenbreite beträgt $b = 32$ mm, die freie Einspannlänge $e = 125$ mm.

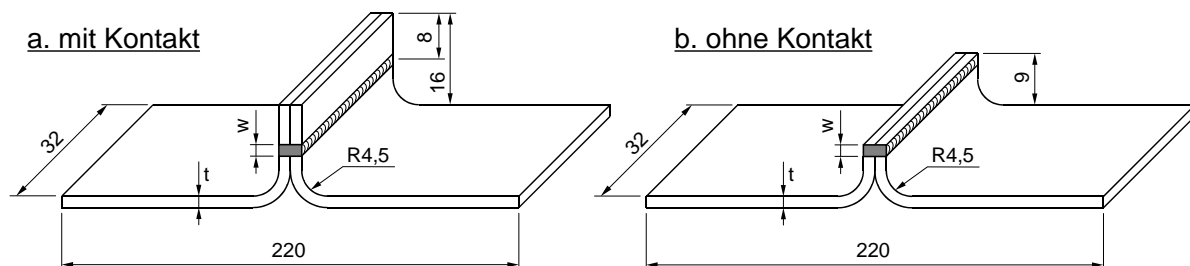


Abbildung 3.2: Geometrie der Schälzugproben, freie Länge 125 mm

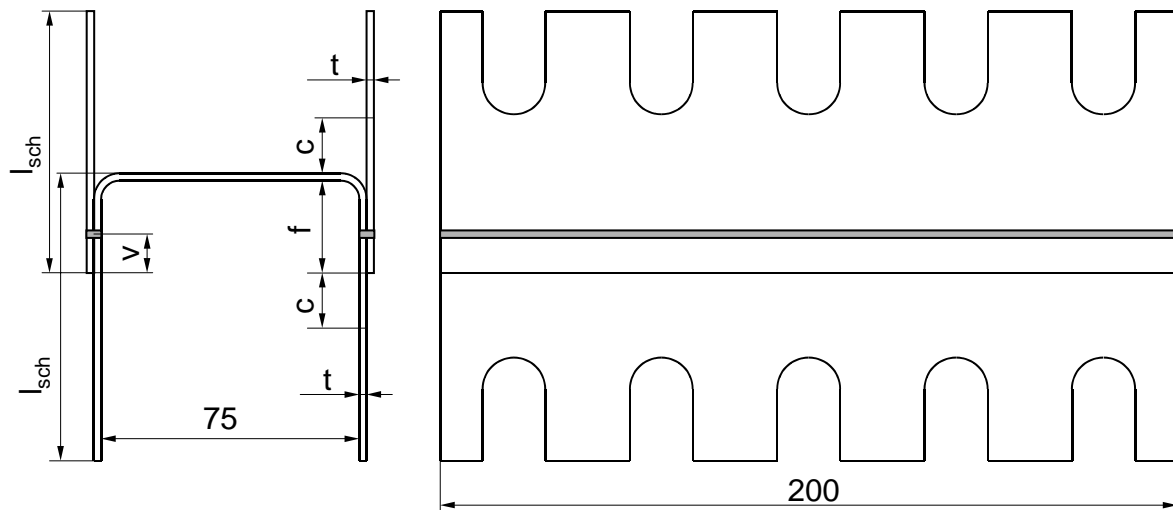


Abbildung 3.3: Geometrie der H-Proben nach [SSG91]

3.2.2 Hutprofil- und H-Proben

Die *H-Proben* (Typ Scherzug, Abb. 3.3) sind ursprünglich für Versuche mit 10 punktförmigen Verbindungselementen entwickelt worden, um eine möglichst reine Scherzugbelastung einzustellen und gleichzeitig einen statistischen Mittelungseffekt über die Lebensdauer mehrerer Fügeelemente zu erhalten. Für die vorliegende Arbeit wurden die Punktreihen auf jeder Seite der Probe mit einer durchgehenden Naht der Länge $b = 200$ mm ersetzt. Die Abmessungen der H-Probe richten sich nach den Vorschriften aus [SSG91]. Es kamen H-Proben aus DC 04 in den Blechdickenpaarungen 0,8 mm - 0,8 mm und 1,9 mm - 1,9 mm sowie aus DP 500 in der Paarung 1,7 mm - 1,7 mm mit den in Tab. 3.2 aufgeführten Abmessungen zum Einsatz.

Tabelle 3.2: Abmessungen der verwendeten H-Proben

	v	f	l_{Sch}	c
Blechdicke	[mm]			
$t = 0,8$ mm	7,0	16,0	65	12
$t = 1,7$ und 1,9 mm	8,5	21,5	72	12

Die *Hutprofilprobe* (Abb. 3.4) ist derzeit der einzige Versuchskörper aus Blech, mit dem linienförmige Überlappverbindungen unter Nahtlängsbelastung (Schnittkraftvektor parallel zur Naht) untersucht werden können. Die Proben wurden nur in der Blechdickenpaarung 1,9 mm - 1,9 mm in DC 04 ausgeführt, da im Vorgängerprojekt ausschließlich mit dicken Blechen zyklisches Versagen in der Schweißnaht erzeugt werden konnte [SM93]. Die Pro-

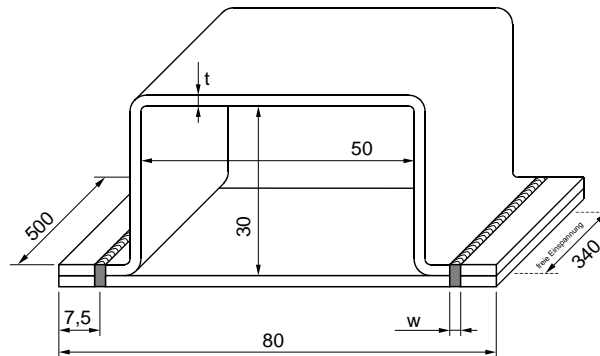


Abbildung 3.4: Geometrie der Hutprofilprobe, freie Länge 340 mm

file haben eine Höhe von $h = 30$ mm und eine Breite von $b = 50$ mm, die Überlappung beträgt auf beiden Seiten 15 mm, die Naht liegt jeweils in der Mitte. Die Nähte sind über die Gesamtlänge von $l = 500$ mm durchgehend ausgeführt.

3.2.3 Rohrproben

Die achsensymmetrische *Rohrprobe* (Abb. 3.5) aus St 35 erlaubt Versuche mit umlaufenden und damit „unendlichen“ Nähten. Bei der Entwicklung wurde besonderer Wert auf einfache Herstellung und exakte Positionierung beim Schweißen gelegt. Berechnungen zeigten, daß sich parallele Flanken im Überlapp unter Scherbelastung berühren. Deshalb wurden die Kanten in einem flachen Winkel angeschrägt, um die Kontaktfläche zu minimieren. Der Nenndurchmesser D_N ist konstant, so daß alle Nennwandstärken t kombiniert werden könnten. Es wurden aber nur gleichartige Paarungen untersucht. Die Abmessungen der Rohrproben für die verschiedenen Nennwandstärken sind in Tab. 3.3 angegeben.

Tabelle 3.3: Abmessungen der verwendeten Rohrproben

	L	k	u	v	D_a	D_N	D_i	p	l	e
Nennwandstärke	[mm]									
$t = 0,8$ mm	53	18	8	4	47	45	43	2,0	104,0	64,0
$t = 1,5$ mm	55	20	10	6	48	45	42	2,5	107,7	67,5
$t = 2,0$ mm	57	22	12	8	49	45	41	3,0*	111,0*	71,0*

* +1 mm für Variante mit breiter Naht

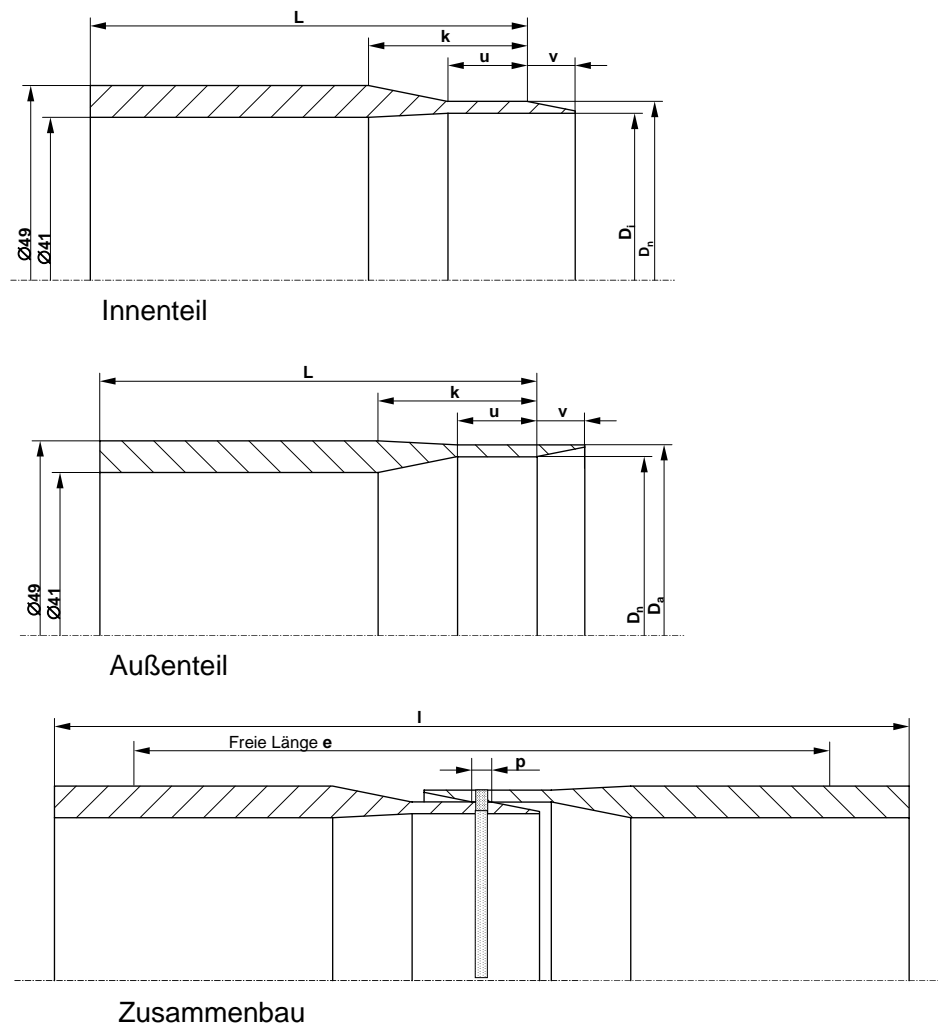


Abbildung 3.5: Geometrie der Rohrproben (Maßstab 1:1 für $t = 1,5$ mm)

3.3 Laserstrahlschweißen und Nahtgeometrie

3.3.1 Schweißparameter

Die Zielvorgaben für das Schweißen waren die Ausnutzung der technologisch möglichen Laserleistung und Schweißgeschwindigkeit bei vollständigem Aufschmelzen beider Lagen. Die Unterseite der unteren Blechs bzw. Innenrohrs mußte leicht angeschmolzen sein. So sollte eine schmale Schweißnaht einerseits, eine fehlerfreie Verbindung andererseits gewährleistet werden. In [ZES⁺02b] wurde bereits festgestellt, daß die Schweißparameter bzw. der verwendete Lasertyp keinen Einfluß auf die Schwingfestigkeit der Verbindung haben, wenn die Schweißnaht gleich breit ausfällt.

Die Fertigung der Blechproben erfolgte mit einem CO₂-Laser von 5 kW Leistung. Die dünneren Proben ($t = 0,8$ mm) wurden mit der Vorschubgeschwindigkeit 2,25 m/min und einer Leistung von ca. 4 kW am Werkstück geschweißt, die dickeren ($t = 1,7$ mm und 1,9 mm) mit 1,0 m/min und ca. 4,3 kW. Es wurden 18 l/min Helium-Schutzgas und 20 l/min Argon-Wurzelgas eingesetzt. Der Strahl wurde auf der Werkstoffoberfläche fokussiert. Zum Schweißen der Schälzug- und Hutprofilproben mußte der Laser wegen der Zugänglichkeit teilweise leicht gekippt werden.

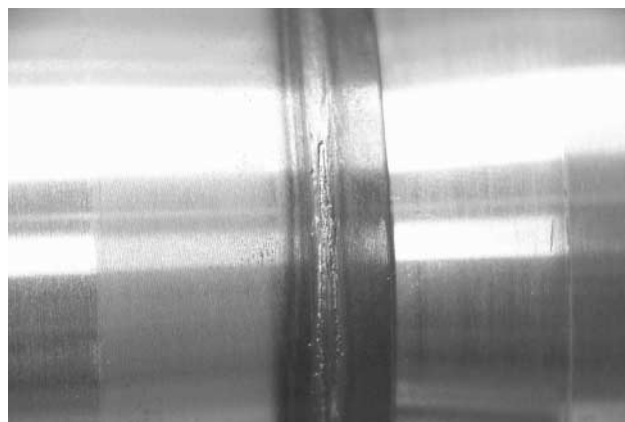


Abbildung 3.6: Schweißnaht-Überlappbereich an der Rohrprobe

Die Rohrproben wurden zum Schweißen in eine mit konstanter Geschwindigkeit rotierende Einspannung aufgenommen, während der Festkörperlaser räumlich fixiert war. Zur Optimierung der Nahtüberlappung wurde die Laserleistung am Schweißanfang und -ende in etwa einer Viertelsekunde hoch- bzw. heruntergefahren (Rampe). Die Schweißparameter sind in Tab. 3.4 zusammengefaßt. Die Ausprägung der Anlauffarben in Abb. 3.6 weist darauf hin, daß die Erwärmung der Probe nach der ersten Umdrehung lokal nur noch

50 K betrug, wenn es zum Schweißen der Nahtüberlappung kam.

Tabelle 3.4: Schweißparameter Rohrproben

Nennwandstärke	Schweißgeschwindigkeit [m/min]	Laserleistung [kW]	Fokusslage [mm]	Schweißgas [l/min]
$t = 1,0 \text{ mm}$	4,13	2,9	0	Ar/15
$t = 1,5 \text{ mm}$	3,62	3,0	0	Ar/15
$t = 2,0 \text{ mm}$	1,85	3,0	0	Ar/15
$t = 2,0 \text{ mm}$ breite Naht	0,92	2,6	3	Ar/15

3.3.2 Nahtendgeometrie

Als linienförmige Verbindungen in der Ebene haben die Laserstrahlschweißnähte trivialerweise einen Schweißnahtanfang und ein Schweißnahtende. Diese Enden sind mit zusätzlicher Kerbwirkung bzw. Änderung des Kraftflusses verbunden und damit ausgeprägte Schwachpunkte. Da eine konstante Lastverteilung über die Schweißnahtlänge angenähert werden sollte, war es notwendig, die Schweißnahtenden möglichst kerbfrei auszuführen.

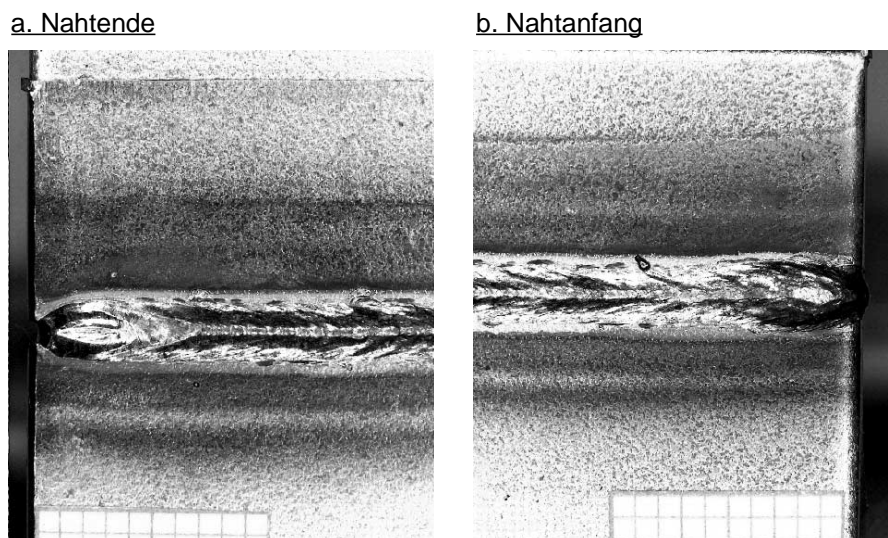


Abbildung 3.7: Nahtendgeometrie der H-Proben

Bei den Scher- und Schälzugproben wurden dazu zunächst zwei größere Bleche verschweißt, aus denen dann die einzelnen Flachzugproben durch Funkenerosion herausgetrennt wurden. Der Schnitt zeichnet sich durch geometrische Exaktheit ohne Beeinflussung des

Schweißzustands aus. Eine Kerbe in der Blechebene konnte so vollständig vermieden werden.

Die H-Proben konnten mit vertretbarem technischen Aufwand nicht ganz ohne Randkerben gefertigt werden. Abb. 3.7 zeigt aber, daß bei entsprechender Steuerung der Streckenenergie die geometrische Ausprägung der Kerben an den Probenrändern begrenzt ist. Die Nahtanfangskerben weisen teilweise eine unvollständige Verbindung auf, da das Material zu Schweißbeginn durch fehlenden Wärmeverlauf noch sehr kalt ist und nicht gleich in voller Breite und Tiefe aufgeschmolzen wird. Nach wenigen Millimetern stellt sich aber bereits ein quasistationärer Schweißzustand ein. Am Ende staut sich dann die Wärme vor dem Probenrand, so daß die Schweißnahtenden durch erhöhte Schmelzvolumina gekennzeichnet sind. An beiden Rändern ist das Schmelzgut teilweise aus der Naht „herausgeflossen“.

Die Schweißnahtenden der Hutprofilproben haben keinen Einfluß, da sie im Versuch in der Einspannung liegen.

Die Rohrproben haben an der Stelle, wo der Laser ausgeschaltet wird, den in Abb. 3.6 erkennbaren flachen Krater in der Nahtoberfläche.

3.3.3 Schweißzustand

Die Schwingfestigkeit der I-Naht am Überlappstoß wird hauptsächlich von der Geometrie des Nahtquerschnitts und dem Werkstoffzustand nach dem Schweißen beeinflusst.

Der Schliff in Abb. 3.8.b zeigt bei der Verbindung aus DC 04 ein durchgehend ferritisches Gefüge ohne Zwischenstufe. Es ist in der Naht deutlich feiner als im grobkörnigen, textierten Grundwerkstoff. Die Wärmeeinflußzone (WEZ) ist durch stängeliges, in Wärmeflußrichtung orientiertes Korn gekennzeichnet.

Das Grundwerkstoffgefüge des DP 500, Abb. 3.8.c., setzt sich aus Ferrit und kleinen bainitischen Einlagerungen zusammen. Außerdem findet man verteilte dunkle, punktförmige Bestandteile. Bei schwacher Vergrößerung ist noch eine schwache Zeiligkeit des Gefüges erkennbar. Innerhalb der Wärmeeinflußzone gibt es mehrere Bereiche. Nahe dem Grundwerkstoff ist das Gefüge feinkörniger. Innerhalb der Körner liegt nadelig ausgebildete, feine Zwischenstufe vor, in der Schmelzzone ein grobes Bainitgefüge. Die stengeligen Kristallite verlaufen von der Mitte der Schweißnaht ausgehend, entgegen der Richtung des Wärmeflusses zum Grundwerkstoff hin.

Der Grundwerkstoff der Rohrproben, Abb. 3.8, ist ferritisch-perlitisch und relativ grobkörnig. In der Wärmeeinflußzone erkennt man stengeligen Ferrit mit Zwischenstufengefüge. Das Gefüge der Naht ist bainitisch.

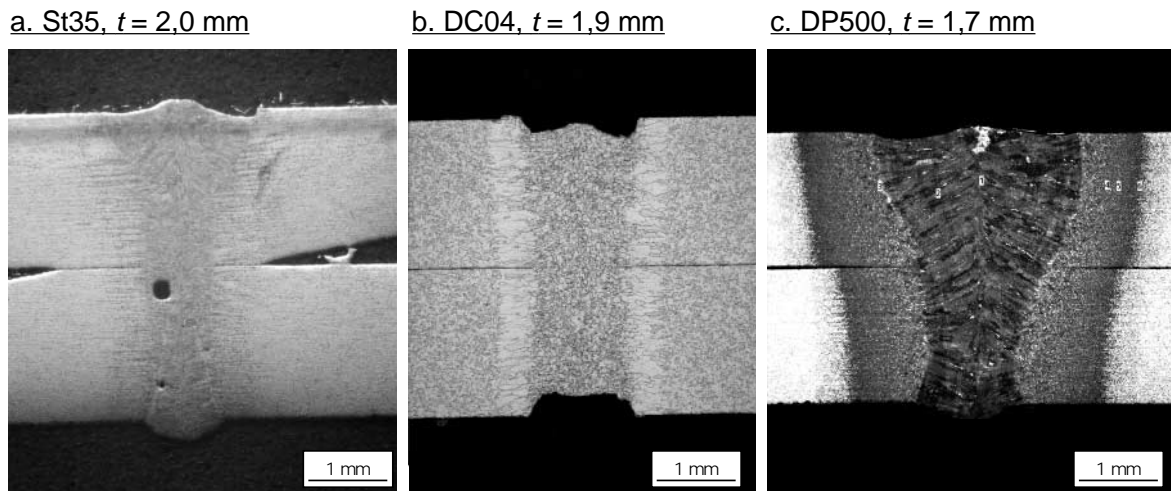
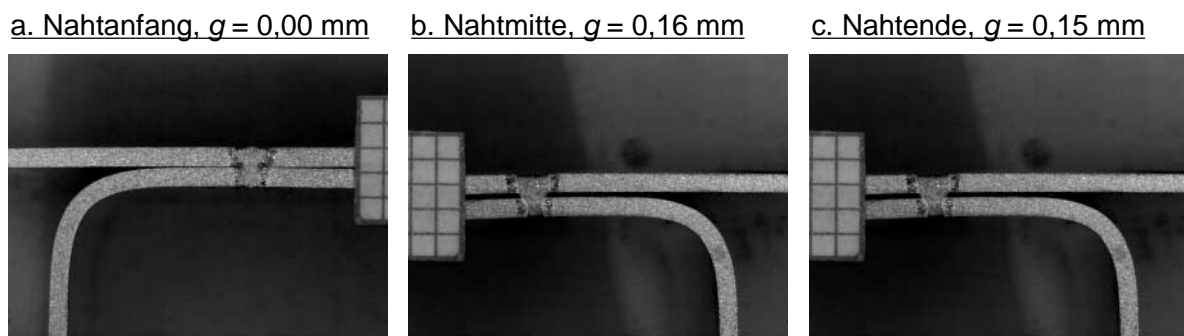


Abbildung 3.8: Nahtquerschnitt nach dem Schweißen im Schliff

Im Gegensatz zu den anderen Proben ließen sich die H-Proben nicht immer absolut bündig schweißen. Vor allem bei der dünnen Variante (DC 04, $t = 0,8 \text{ mm}$) kann ein signifikanter Spalt auftreten. In Abb. 3.9.a sind Schliffe aus drei Positionen entlang der Schweißnaht dargestellt. Es gibt Hinweise darauf, daß sich der Spalt, trotz fester Einspannung, durch Kräfte bildet, die im Schweißprozeß entstehen.

Abbildung 3.9: Nahtquerschnitte der H-Probe, DC 04, $t = 0,8 \text{ mm}$

Die Härteverläufe in Abb. 3.10 zeigen für keinen der drei Werkstoffe einen Härteabfall in der Wärmeeinflußzone. Ein Unterschied im Härteverlauf zwischen Ober- und Unterblech konnte nicht festgestellt werden [ES03].

Der DC 04 härtet in der Schweißnahtmitte auf ca. $180 \text{ HV}_{0,1}$ gegenüber $80 \text{ HV}_{0,1}$ im Grundwerkstoff auf, der St 35 von ca. $140 \text{ HV}_{0,2}$ auf $330 \text{ HV}_{0,2}$. Der Härteverlauf des DP 500 reflektiert die komplizierte Wechselwirkung zwischen den hohen zeitlichen und

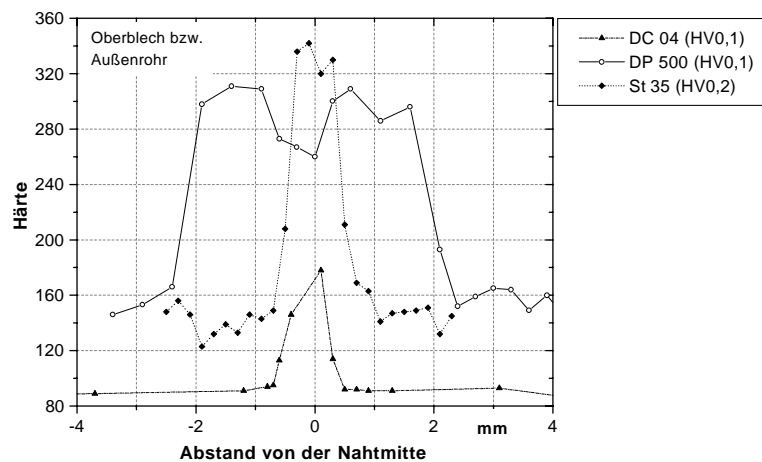


Abbildung 3.10: Härteverlauf in der Schweißnaht

örtlichen Temperaturgradienten und dem Dualphasengefüge beim Laserstrahlschweißen. Das höherfeste Stahlblech hat im Grundwerkstoff eine Härte von ca. 150 HV_{0,1}, die in den Wärmeeinflußzonen auf über 300 HV_{0,1} steigt. In Nahtmitte ist die Härte mit ca. 260 HV_{0,1} etwas geringer.

Soweit die Aufhärtungen auf Kornverfeinerungen zurückzuführen sind, also besonders beim DC 04, kann die plastische Verformung vor der Rißspitze eine Entfestigung bewirken. Die Härte und damit die Festigkeit des DP 500 und St 35 mit zwangsgelöstem Kohlenstoff dürfte dagegen zyklisch beständiger sein.

Der tragende Querschnitt in der Fügefläche ist für die Schwingfestigkeit der Verbindungen maßgeblich und wird im folgenden als Schweißnahtbreite w bezeichnet. Die im Schliff bestimmten Schweißnahtbreiten gibt Tabelle 3.5 an.

Tabelle 3.5: Schweißnahtbreiten (tragender Querschnitt)

	DC 04		DP 500		St 35		
Blechdicke t [mm]	0,8	1,9	1,7	1,0	1,5	2,0	2,0
Schweißnahtbreite w [mm]	0,8	1,2	1,4	0,7	0,8	0,95	1,8

3.4 Eigenspannungsmessungen

Die Eigenspannungsmessungen vervollständigen den Überblick über den Werkstoff- und Probenzustand nach dem Schweißen.

Der Werkstoff DC 04 ist für die Eigenspannungsanalyse nicht geeignet. Aufgrund der niedrigen Streckgrenze von 220 MPa ist die Ausbildung von Eigenspannungen (ES) begrenzt, zudem sind röntgenographische Untersuchungen wegen der Grobkörnigkeit des Werkstoffs schwierig.

Die Untersuchung beschränkte sich daher auf zwei H-Proben aus dem Werkstoff DP 500, der mit $R_m = 490$ MPa nennenswerte Eigenspannungen nach dem Schweißen aufweisen kann. Eine Probe war im Schweißzustand, die andere hatte eine Lastgeschichte von $N = 1000$ Schwingspielen bei $F_u = 0$ und $F_o = 80$ kN, was einer zu erwartenden Bruchschwingspielzahl von $N_B = 1 \cdot 10^5$ Schwingspielen entspricht.

3.4.1 Dehnungsmessungen beim Trennen

Die für die ES-Messungen zur Verfügung stehende Meßeinrichtung erforderte es, die H-Proben in kleinere Teile zu zerlegen. Um die Änderungen des ES-Zustands beim Trennen abschätzen zu können, wurden die H-Proben unmittelbar am späteren ES-Meßbereich mit DMS bestückt und die durch die Schnitte verursachten Verformungen aufgezeichnet.

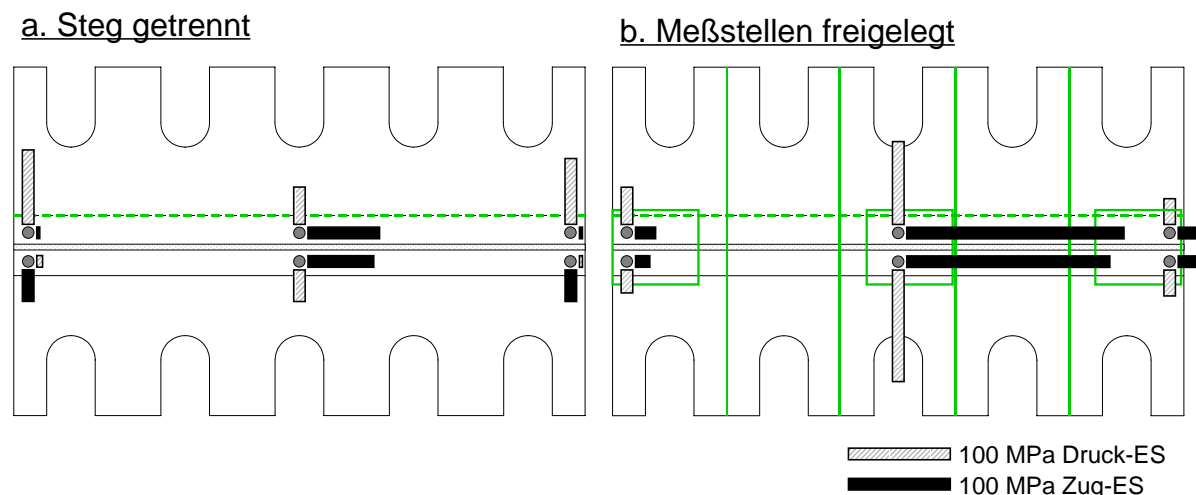


Abbildung 3.11: Gemessene Dehnungen beim Auftrennen der Probe

Bereits das Auftrennen des Stegs (Abb. 3.11.a) ergab Rückschluß auf größere Eigenspannungen bis zu 100 MPa, die belegen, daß innere Bauteilkräfte über die gesamte Probengeometrie im Gleichgewicht stehen. Das Zerlegen der Probe in Segmente (Abb. 3.11.b) führte dann zu hohen Dehnungen in der Nahtmitte, während diejenigen am Rand zurückgingen. Das endgültige Freischneiden der etwa 30 x 50 mm großen Meßstellen bewirkte

keine zusätzliche Änderung mehr. Insgesamt verursachte das Trennen Verformungen, die auf die Freisetzung von über 200 MPa Zug-Längs-ES und 100 MPa Druck-Quer-ES in Probenmitte bzw. bis zu 50 MPa Zug-Längs- und Druck-Quer-ES an den Probenrändern schließen lassen.

Aus der Probe mit zyklischer Vorbelastung wurde nur die Probenmitte freigeschnitten und der Endzustand dokumentiert. Die gemessenen Dehnungen entsprechen denen der Probe im Schweißzustand.

Durch das Trennen werden großflächig im Gleichgewicht stehende ES aktiviert, die im Schwingfestigkeitsversuch nicht durch lokale plastische Verformung an der Naht abgebaut werden können. Diese Eigenspannungen sind an den kritischen Probenrändern schwächer ausgeprägt als in Probenmitte.

3.4.2 Röntgenographische Eigenspannungsmessung

An den in Abb. 3.11 erkennbaren freigeschnittenen Meßstellen erfolgte eine röntgenographische Eigenspannungsmessung. Die Gittereigendehnungen wurden mit Cr-K $_{\alpha}$ -Strahlung am {211}-Reflex des Eisens (Gitterkonstante 0,28606 nm) nach dem $\sin^2\psi$ -Verfahren auf einem Diffraktometer in Ψ -Anordnung bestimmt. Entlang einer Linie senkrecht zur Schweißnaht wurden an mehreren Meßpunkten jeweils die Quer- und Längseigenspannungen sowie die zugehörigen Halbwertsbreiten auf der Oberfläche bestimmt. Die versagenskritische Stelle im Spalt an der Fügefläche ist für röntgenographische Messungen nicht zugänglich. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.12 dargestellt.

An der Probe im Schweißzustand wurden drei Eigenspannungsverläufe auf der Außenseite aufgenommen. Die Probe weist an den Rändern Quereigenspannungen auf, die ausgehend von etwa 100 MPa Druck im Blech eine Zugeigenspannungsspitze von 100 MPa in Nahtmitte erreichen. Der Verlauf der Quereigenspannungen ist in der Probenmitte um ca. 50 MPa in den Druckbereich verschoben. Ein ähnliches, aber stärker ausgeprägtes Verhalten zeigt sich bei den Längseigenspannungen: Ausgehend von einem Druckeigenspannungsniveau von etwa 250 MPa werden an den Probenrändern Zugeigenspannungen in der selben Höhe erreicht. Der Verlauf in Probenmitte ist der Form nach gleich, insgesamt aber um ca. 150 MPa in den Druckbereich verschoben.

An der Rück(Innen-)seite der Meßstelle aus der Probenmitte wurden in Längsrichtung Zugeigenspannungen von etwa 100 MPa, in Querrichtung jedoch keine ausgeprägten Eigenspannungen festgestellt.

Auf der lastführenden Seite der belasteten Probe sind die Quereigenspannungen im Ver-

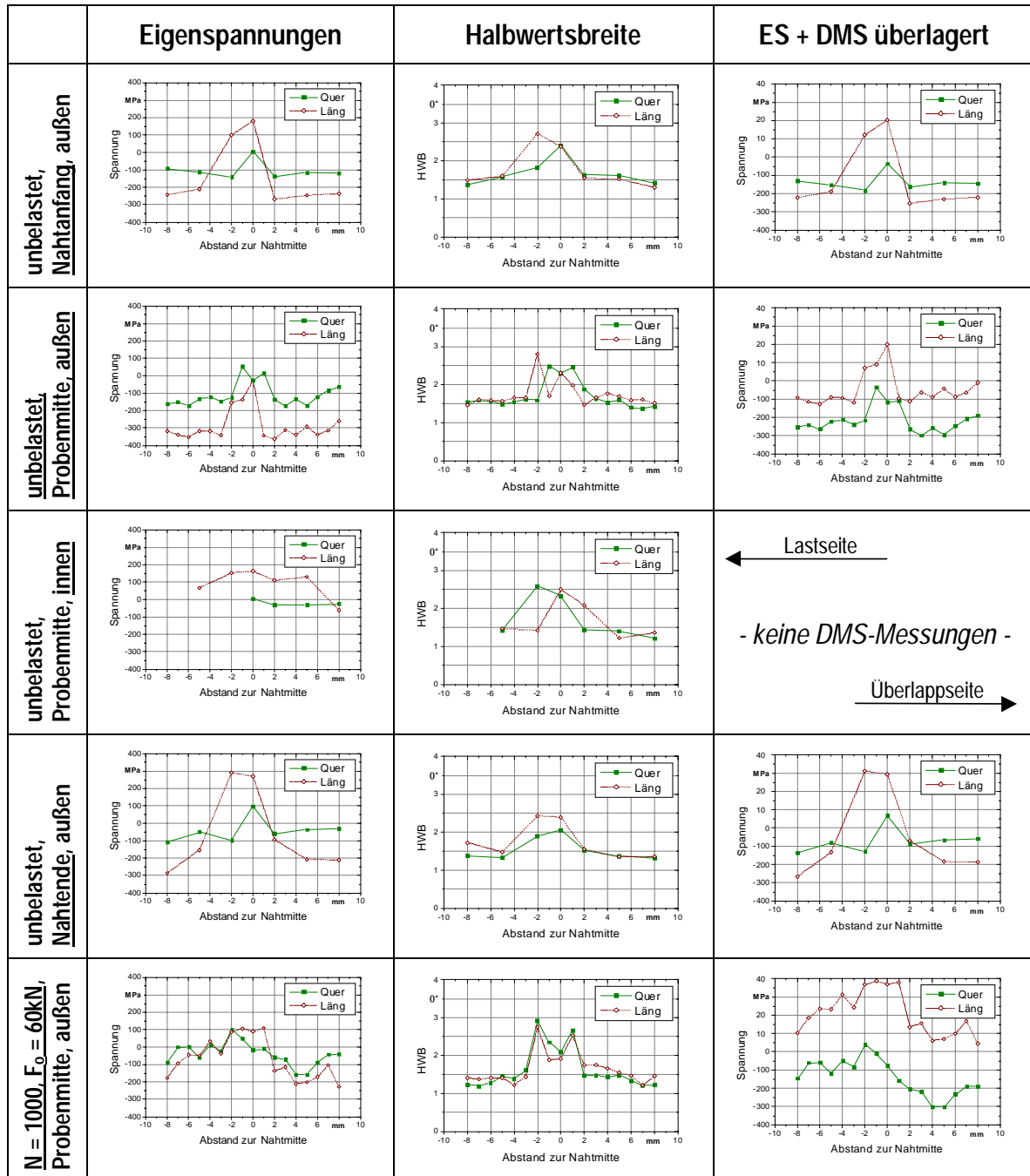


Abbildung 3.12: Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen

gleich zur unbelasteten auf das Nullniveau erhöht, auf der Überlappseite unverändert. Bei den Längseigenspannungen ist das Grundniveau ebenfalls gestiegen, auf etwa 100 MPa Druck, so daß die Zug-ES-Spitze in Nahtmitte, dem Wert nach unverändert, nicht mehr so stark hervorsteht. Der Effekt ist auf der Lastseite des Blechs stärker ausgeprägt.

Die unterschiedliche Wärmeausbreitung in den beiden Schenkeln ist eine mögliche Ursache für die leichte Verschiebung der ES-Maxima in Richtung lastführenden Seite des Überlappbereichs. An dieser Stelle ist von höheren Abkühlungsgeschwindigkeiten durch „Eigenabschreckung“ auszugehen.

Die gemessenen Halbwertsbreiten sind ein qualitatives Maß für die Eigenspannungen II. Art. Das sind ES, die nicht über Bauteilbereiche, sondern wenige Körner im Gleichgewicht stehen [MWW73]. Der Bereich der erhöhten Halbwertsbreite ist breiter als der der Spannungsspitzen der Eigenspannungen I. Art, d.h. auch die Wärmeeinflußzone ist mit ES II. Art behaftet.

Da die röntgenographisch gemessenen ES wegen der Beeinflussung durch das Trennen nicht dem Zustand bei den Wöhlerversuchen entsprechen, wurden die aus den Dehnungsmessungen rückgeschlossenen Eigenspannungsveränderungen den röntgenographisch bestimmten Werten überlagert. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.12 dargestellt.

Die Addition zu den ES-Verläufen führt an den Rändern der Probe im Schweißzustand zu keinen signifikanten Änderungen. In Probemitte kommt es jedoch zu einer Verschiebung, so daß die Eigenspannungsverläufe in etwa denen an den Probenrändern entsprechen, mit geringeren Längs- und höheren Quer-Druck-ES zum Grundwerkstoff hin.

Im Fall der vorbelasteten Probe ergeben sich nach der Überlagerung sehr hohe Längs-Zug-ES und stark asymmetrische Quereigenspannungen. Im Vergleich zur unbelasteten Probe hätten sich also durch die zyklische Belastung Eigenspannungen aufgebaut, was durch die anzunehmenden plastischen Verformungen an der rißartigen Kerbe vor der Fügefläche durchaus möglich ist [LNPW98].

Die ermittelten Eigenspannungen liegen im Rahmen der aus der Literatur bekannten Werte, insbesondere das Grundniveau im Druckeigenspannungsbereich, mit Spitzen im Zug entspricht den Erwartungen an eine CO₂-Laserschweißnaht [NP01]. Durch die Absorption der CO₂-Strahlung im Schweißplasma ist eine höhere Streckenenergie als mit dem kurzwelligeren Festkörperlaser notwendig, um die doppelte Blechlage vollständig zu durchdringen. Die Zugeigenspannungsspitzen wären in der Mitte einer Festkörperlaser-naht weniger stark ausgeprägt. Es muß davon ausgegangen werden, daß in innenliegenden Werkstoffbereichen die Eigenspannungen die Fließgrenze erreichen.

Die Bewertung der gemessenen Eigenspannungsverläufe im Hinblick auf die Schwingfestigkeitsrelevanz ist schwierig. Zum einen entstand durch das Trennen der Proben eine

Unsicherheit, welche die Aussagekraft der Gesamt-ES stark einschränkt. Zum anderen finden die schwingfestigkeitsbestimmenden Werkstoffprozesse nicht auf der Außenseite, wo gemessen wurde, sondern an der Kerbe zwischen den Blechen statt. Diese ist für ES-Messungen nicht zugänglich. Eine Abschätzung der dort vorliegenden ES könnte mit der numerischen Schweißprozeßsimulation erfolgen.

Bezüglich der gemessenen ES entstand der Eindruck, daß sich in der Probe die quasistationären „Schweißnaht-ES“, die durch die Vorgänge bei Abkühlen und Phasenumwandlung entstehen, und die „Verzugs-ES“, die sich aus der geometrischen Zwängung des Bauteils ergeben, überlagern. Diese zwei Arten von ES werden im Schwingfestigkeitsversuch unterschiedlich beeinflußt. Die zuerst genannten bauen sich durch lokales plastisches Fließen an der rißartigen Kerbe ab und haben erwartungsgemäß keinen Einfluß auf die Schwingfestigkeit. Nur im Bereich mit rein elastischer Verformung ($N > 2 \dots 5 \cdot 10^6$) kann eine Abhängigkeit auftreten [Son94a]. Die Verzugs-ES könnten in der steifen H-Probe zyklisch beständiger sein. Die Wirksamkeit kann im Schwingfestigkeitsversuch, durch den Vergleich der Ergebnisse bei $R = -1$ und $R = 0$, geklärt werden.

4 Versuchsdurchführung und Versuchsergebnisse

4.1 Versuchsprogramm

Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über das Versuchsprogramm, das aus den in Abschnitt 3 beschriebenen Proben zusammengestellt ist. Bei der kombinierten, phasengleichen Belastung der Rohrproben wurde das Amplitudenverhältnis zwischen den Nennschub- und Nennaxialspannungen einmal nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) ($T_a/S_a = 1/\sqrt{3} = 0,58$) und einmal nach der Normalspannungshypothese ($T_a/S_a = 1,0$) festgesetzt.

Tabelle 4.1: Versuchsprogramm

	Werkstoff	R	Blechdicken		
Scherzugprobe	DC 04	1	$t = 0,8 \text{ mm}$	$t = 1,9 \text{ mm}$	
Schälzug m. K.	DC 04	1	$t = 0,8 \text{ mm}$	$t = 1,9 \text{ mm}$	
Schälzug o. K.	DC 04	1	$t = 0,8 \text{ mm}$	$t = 1,9 \text{ mm}$	

Probe	Werkstoff	t	Spannungsverhältnisse		
H-Probe	DC 04	0,8 mm	$R = -1$	$R = 0$	
		1,9 mm	$R = -1$	$R = 0$	
	DP 500	1,7 mm	$R = -1$	$R = 0$	
Hutprofilprobe	DC 04	1,9 mm	$R = -1$		

	R	t	Belastungsvarianten		Kombination
Rohrprobe St 35	-1	1,0 mm	Axial	Torsion	einzel
	-1	1,5 mm	Axial	Torsion	einzel
	-1	2,0 mm	Axial	Torsion	einzel
	-1	2,0 mm breite Naht		Torsion	einzel
	-1	2,0 mm	$T_a/S_a = 1,0$	$T_a/S_a = 0,58$	kombiniert

4.2 Versuchsaufbau und Versagenskriterium

Abb. 4.1.a zeigt die Einspannung der Scher- und Schälzugproben in die servohydraulisch gesteuerte Prüfmaschine. Die Krafteinleitung in die Proben erfolgte querkraftfrei über Reibschluß. Die Positionierung der Proben mittels einer Lehre gewährleistete reproduzier-

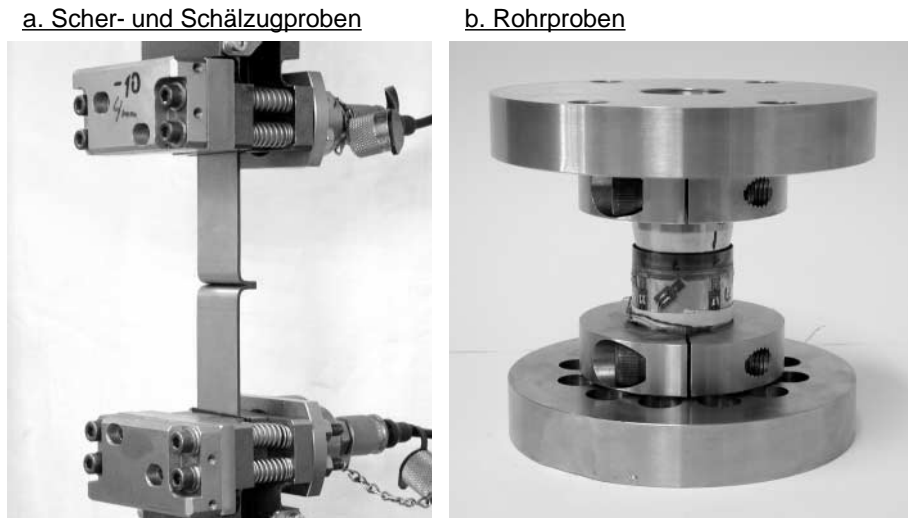


Abbildung 4.1: Einbau der Proben

bare Einspannverhältnisse mit einer freien Länge von $e = 125$ mm. Die Kraftsteuerung im Schwingversuch erfolgte elektronisch über Servoventile. Die Proben wurden mit pulsierender Kraft belastet (Verhältnis Unter-/Oberlast $R \approx 0$ bis $0,1$), so daß eine Abstützung der Proben nicht notwendig war. Die Prüffrequenz betrug $f = 2 \text{ s}^{-1}$ bis 8 s^{-1} , angepaßt an die Blechdicke der Probe und das Lastniveau. Eine Erwärmung der Proben war nicht festzustellen. Die Versuche endeten mit dem Bruch der Proben bzw. beim Erreichen von $N = 1 \cdot 10^7$ Schwingspielen.

Die Untersuchung der H-Proben erfolgte ebenfalls in servohydraulisch geregelten Prüfmaschinen mit mechanischer Einspannung nach den Richtlinien für H-Proben [SSG91]. Durch Vergleich der erzielten Lebensdauern auf den beiden eingesetzten Anlagentypen, bei gleichem Lasthorizont und Spannungsverhältnis, wurde sichergestellt, daß kein Einfluß der Prüfmaschinen auf die Schwingfestigkeit vorlag. Die Prüffrequenz lag bei etwa $f = 20 \text{ s}^{-1}$. Die Versuche wurden bei Bruch der Proben bzw. beim Erreichen von $N = 6 \cdot 10^6$ abgebrochen. Die Proben ohne erkennbaren Schaden bei Versuchsabbruch (Durchläufer) wurden z.T. erneut auf einem höheren Lasthorizont untersucht (hochgesetzte Durchläufer).

Auch die Torsionsversuche an den Hutproben erfolgten auf einer servohydraulischen Versuchseinrichtung. Zur Einspannung wurden die Probenenden über eine Länge von etwa je 80 mm senkrecht zum Bodenblech geklemmt. Vorgespannte Mehrkeilklötze im Innenbereich der Einspannung stabilisierten den Profilquerschnitt. Die Einleitung des Prüfmoments auf der einen und die Lagerung auf der anderen Seite mit entsprechenden Frei-

heitsgraden schloß überlagerte Biegemomente aufgrund von Geometrieabweichungen aus. Die Versuche erfolgten anfangs bei $f = 15 \text{ s}^{-1}$, später bei 5 s^{-1} . Nach einer gewissen Schwingenspielzahl trat nämlich eine plötzliche Erwärmung der Proben ein. Daher wurden die Hutprofile mit einem Gebläse im Versuch gekühlt.

Die Rohrproben wurden in einer servohydraulischen Prüfmaschine für kombinierte Axial- und Torsionsbelastung untersucht. Sie wurden dazu am Innendurchmesser beidseitig auf einem Zapfen zentriert und am Außendurchmesser durch geschraubte Schellen geklemmt, siehe Abb. 4.1.b. Bei den kraftgeregelten Versuchen betrug das Lastverhältnis $R = -1$. Die Prüffrequenz lag zwischen $f = 8 \text{ s}^{-1}$ bis 15 s^{-1} bei Axialbelastung und 5 s^{-1} bei Torsionsbelastung. Kriterium für das Ende eines Versuchs war der Bruch der Probe oder das Erreichen der Grenzwingspielzahl von $N = 2 \cdot 10^6$. Die Durchläufer wurden z.T. mit einer deutlich höheren Lastamplitude erneut untersucht.

Sämtliche Versuche erfolgten unter den Umgebungsbedingungen der Prüfhalle. Es wurde jeweils das Steifigkeitsverhalten mit Hilfe eines Laserinterferometers an geeigneter Stelle gemessen und aufgezeichnet.

4.3 Dehnungsmessungen

4.3.1 Scher- und Schälzugproben

Die Anordnung der Dehnungsmeßstreifen (DMS) auf den Scher- und Schälzugproben (vgl. Abb. 4.2) diente der Bestimmung des Strukturspannungsverlaufs in der Probenmitte, der Überprüfung einer gleichmäßigen Lastverteilung parallel zur Schweißnaht und der Symmetrie der Spannungsverteilung in beiden Blechen. Sämtliche Untersuchungsparameter entsprachen den Schwingfestigkeitsversuchen. Nach einigen Schwingspielen bei hohen Lasten wurden die gemessenen Dehnungen zu null gesetzt und die Proben bis zum Beginn der plastischen Verformung belastet.

Die Belastung entlang der Schweißnaht ist bei allen Probentypen homogen, die Unterschiede zwischen den sich gegenüberliegenden Meßstellen auf den Blechen sind vernachlässigbar. Die Messungen zeigen aber einen nichtlinearen Strukturspannungsverlauf entlang der Probenmitte, in Abb. 4.2 beispielhaft dargestellt für die Schälzugprobe ohne Kontakt der Blechdicke $t = 1,9 \text{ mm}$. Zwar stimmen die abgeleiteten Oberflächenspannungen an der Schweißnaht der Scherzugproben mit den aus der einfachen Ingenieursformel berechneten (Gl. 5.13) annähernd überein, bei den Schälzugproben jedoch gibt es signifikante Abweichungen.

Die vollständigen Ergebnisse der Messungen sind in [ES03] dargestellt.

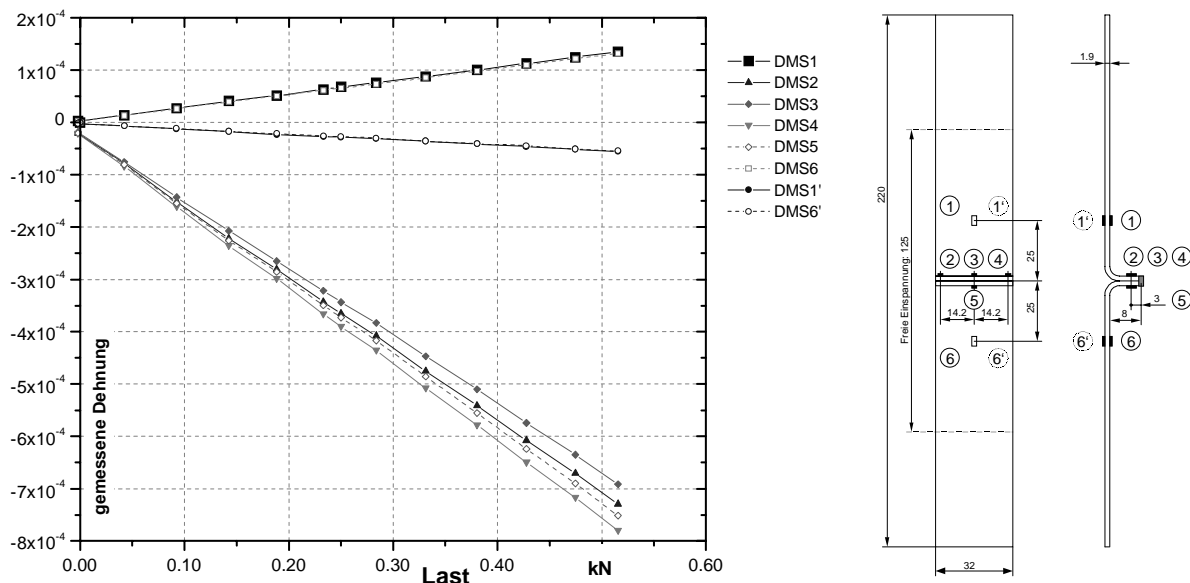


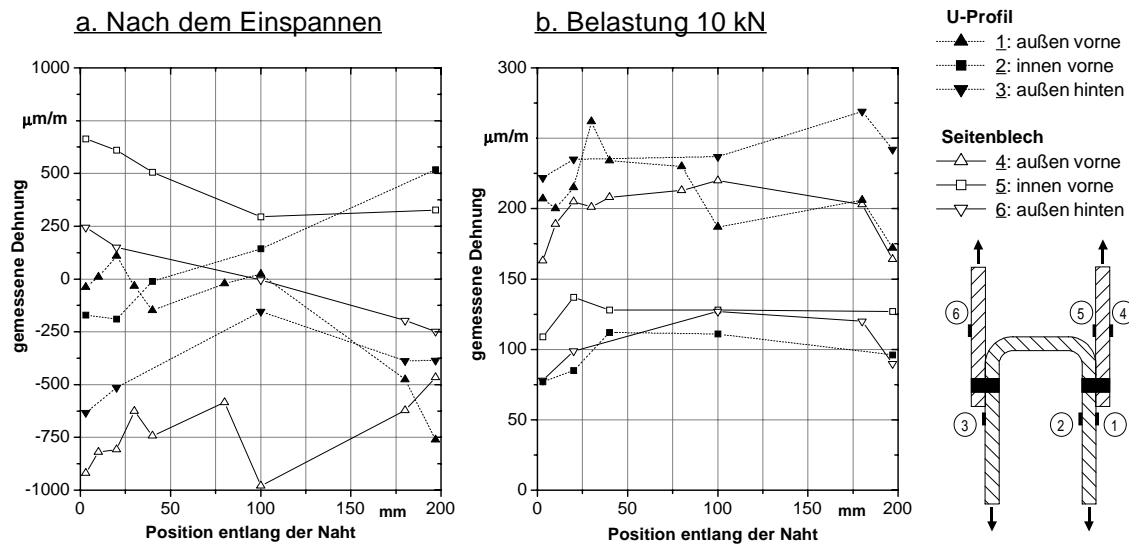
Abbildung 4.2: Dehnungsmessung an der Schälzugprobe ohne Kontakt, $t = 1,9$ mm

4.3.2 Hutprofil- und H-Proben

Die Dehnungsmessung an der H-Probe diente primär der Überprüfung der Homogenität der Spannungsverteilung entlang der Schweißnähte. Es wurden Dehnungsmeßstreifen entlang der Schweißnaht auf beiden Schenkeln außen auf den Seitenblechen und dem U-Profil appliziert, zusätzlich auch an einem Schenkel auf der Innenseite.

Abb. 4.3.a zeigt die gemessenen Dehnungen beim Einspannen der H-Probe aus DC 04, Blechdicke $t = 0,8$ mm. Sie reichen bis in den plastischen Bereich ($R_p \approx 10^3 \mu\text{m}/\text{m}$). Die Probe wird also beim Einspannen „zurechtgebogen“. Dadurch wird die Aussagekraft der Schwingfestigkeitsversuche, insbesondere im Hinblick auf Mittel- und Eigenspannungsempfindlichkeit, erheblich eingeschränkt.

Die gemessenen Dehnungen nach einigen Lastzyklen auf einem hohen Belastungsniveau sind in Abb. 4.3.b dargestellt. Die Dehnungen wurden zuvor im unbelasteten Zustand auf null zurückgesetzt. Die Lastverteilung entlang der Schweißnaht ist in etwa homogen und nimmt zu den Rändern hin ab. Die Kerben an den Schweißnahtenden sind gegenüber dem Bereich in der Mitte der Naht scheinbar etwas geringfügigeren Belastungen ausgesetzt. Im U-Blech sind die Dehnungen auf den beiden Lastseiten (vorne und hinten) gleich. Auffällig ist der starke Unterschied der Dehnungen in den beiden Seitenblechen. Ein möglicher Grund für dieses Verhalten könnten unterschiedliche Spalte auf den beiden Seiten der Probe sein (vgl. Abb 3.9).

Abbildung 4.3: Gemessene Dehnungen an der H-Probe, $t = 0,8 \text{ mm}$

Die Hutprofilprobe wurde mit insgesamt 10 DMS-Rosetten bestückt. Die Meßergebnisse der DMS in Richtung der mit 45° zur Profilachse orientierten theoretischen Hauptspannungsrichtung sind in Abb. 4.4 für einen Lastwechsel dargestellt. Die Meßstellen zeigen ein weitgehend lineares Verhalten, mit der Ausnahme des DMS 4. Dessen ausgeprägte Hysterese deutet auf einen Fehler in der Applikation hin. Lediglich die Krümmung der Kurve des DMS 5 könnte durch ein beginnendes Verwölben des Profils bedingt sein. Die parallel und senkrecht zur Profilachse orientierten DMS zeigen Dehnungen von weniger als 5% desjenigen in 45° -Anordnung. Damit kann die theoretische Hauptspannungsrichtung experimentell bestätigt werden. Der theoretische Spannungszustand des tordierten, geschlossenen Profils reicht also bis unmittelbar an die Schweißnaht heran und ist in der ganzen Probe homogen.

Die vollständigen Ergebnisse der Messungen an den Hut- und H-Profilproben sind in [ES03] ausgeführt.

4.3.3 Rohrproben

Eine Dehnungsanalyse wurde an einer Probe von $t = 2 \text{ mm}$ Wandstärke durchgeführt (vgl. 4.1.b). Die Dehnungsmeßstreifen wurden in ausreichender Entfernung von der Schweißnaht an einer Stelle des Rohres in Nennwandstärkenbereich angebracht. Axial- und Torsionsbelastung verursachten jeweils eine gleichmäßige Spannungsverteilung auf dem Umfang

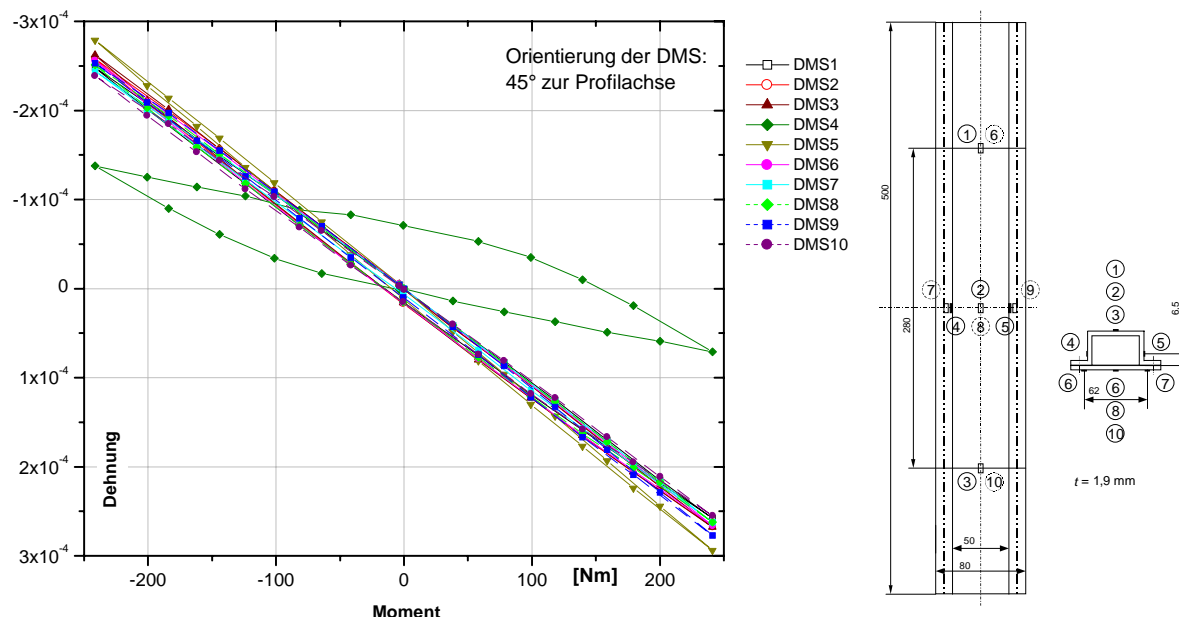


Abbildung 4.4: Dehnungsmessung an der Hutprofilprobe, DC 04, $t = 1,9$ mm

mit vernachlässigbaren Unterschieden zwischen den einzelnen Meßstellen. Da die Applikation der DMS konstruktiv bedingt nur in einem kleinen Bereich neben der Schweißnaht möglich war, wo sehr hohe Oberflächenspannungsgradienten vorliegen, hat die exakte Positionierung einen großen Einfluß auf das Meßergebnis. Dieses lag im Bereich der numerisch bestimmten, über die Meßfläche gemittelten Werte der Oberflächenspannungen. Aus den Messungen ergaben sich keine Hinweise auf Kontakteffekte. Die Ergebnisse sind in [KES02] detailliert dargestellt.

4.4 Steifigkeitsverlauf und Rißausbreitung

Die Laserinterferometrie ermöglicht die Messung der Wege an der Einspannung während der kraftgesteuerten Schwingfestigkeitsversuche. Bezogen auf den Ausgangswert des Wegs ergibt sich die relative Probensteifigkeit. Es steht für jeden Versuch ein derart bestimmter Steifigkeitsverlauf zur Verfügung.

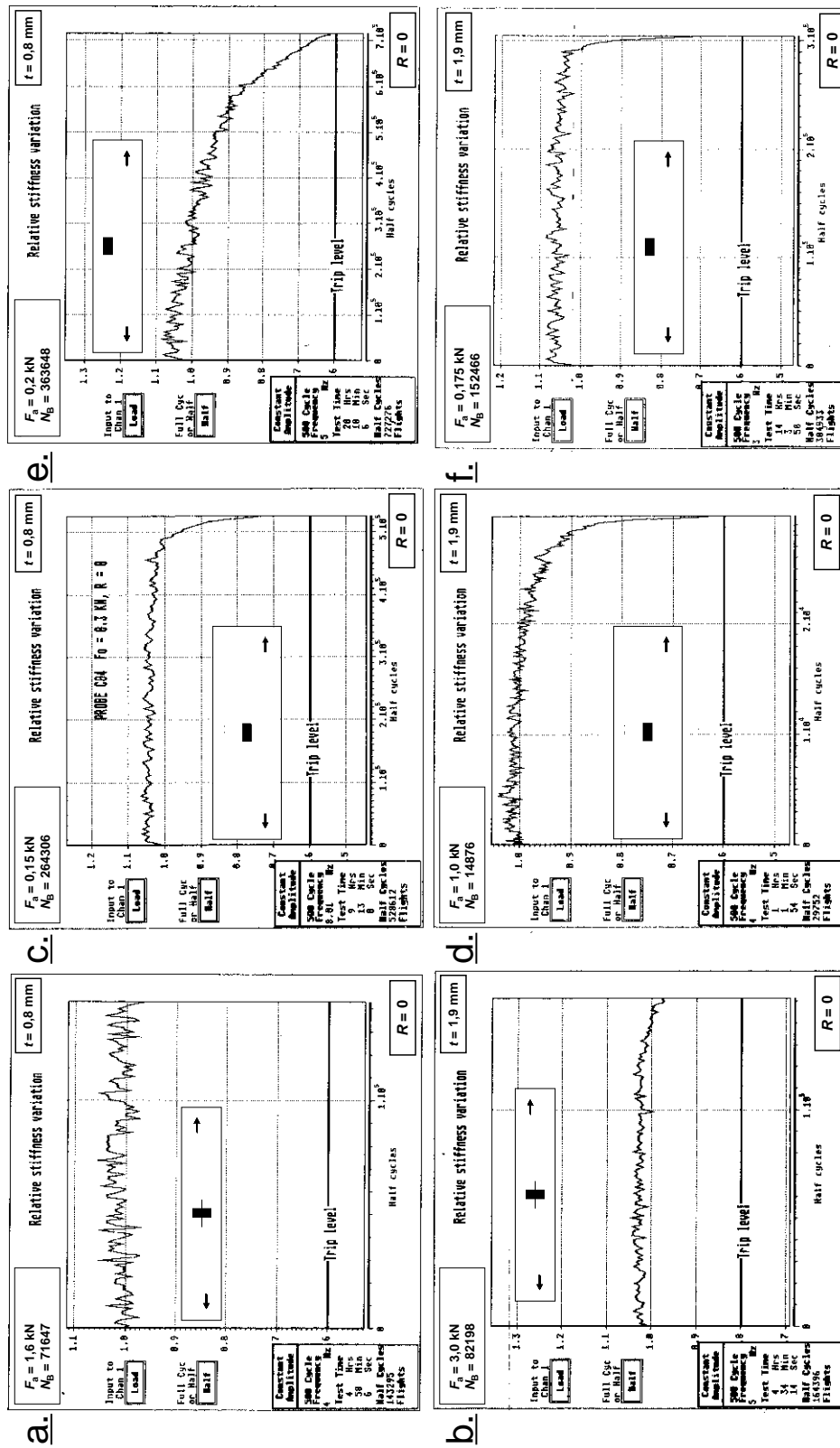
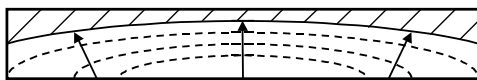


Abbildung 4.5: Steifigkeitsverläufe der Scher- und Schzugproben

4.4.1 Scher- und Schälzugproben

Die Scherzugproben der Blechdicke $t = 0,8$ mm wiesen keinen meßbaren Abfall der Steifigkeit bis zum Bruch der Proben auf (Abb. 4.5.a). Die Scherzugproben mit $t = 1,9$ mm verhielten sich ähnlich, lediglich bei hohen Lasten war ein marginaler Steifigkeitsabfall (5%) während der letzten 20% der Gesamtlebensdauer zu beobachten (Abb. 4.5.b). Ein kontinuierlicher Abfall vor dem Bruch trat bei den Schälzugproben mit Kontakt und $t = 0,8$ mm auf. Dieser konnte bei sehr hohen Lasten bis zu 25% der Gesamtlebensdauer betreffen. Für mittlere Lasten betrug er nicht mehr als 10% (Abb. 4.5.c), bei niedrigen Lasten verschwand er. Dieses Verhalten zeigte auch die Schälzugprobe mit Kontakt und $t = 1,9$ mm, aber der Bereich mit Steifigkeitsabfall war z.T. stärker ausgeprägt (Abb. 4.5.d). Trotzdem wurden allgemein in den ersten 80% der Lebensdauer 90% der Steifigkeit nicht unterschritten. Die dicken ($t = 1,9$ mm) Schälzugproben ohne Kontakt wiesen bei hohen Lasten einen kontinuierlichen Steifigkeitsabfall auf (Abb. 4.5.f), jedoch umfaßte der Bereich mit mehr als 10% Steifigkeitsabfall höchstens ein Viertel der Gesamtlebensdauer. Bei der dünnen ($t = 0,8$ mm) Schälzugprobe ohne Kontakt war, wie bei den anderen dünnen Proben, der Bereich des Steifigkeitsabfalls kaum ausgeprägt (Abb. 4.5.e).

a. Schälzug mit Kontakt 0,8 mm



b. Scherzug 1,9 mm

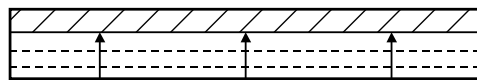
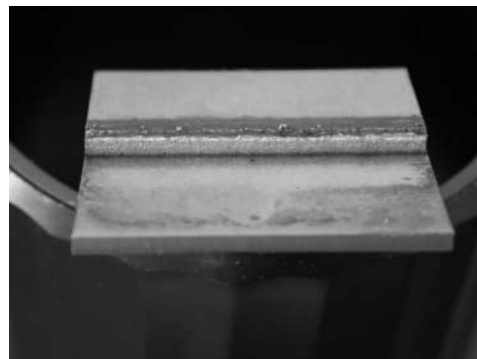


Abbildung 4.6: Rißausbreitung bei den Scher- um Schälzugproben

Die Rißfortschrittslebensdauer kann, insbesondere bei allen dünnen Proben und den Scherzugproben, vernachlässigt werden. Das Steifigkeitsverhalten der Schälzugproben ohne Kontakt ist durch eine äußerst komplizierte Wechselwirkung von Anrißbildung, zyklischer plastischer Eigenschaften und geometrisch nichtlinearer Verformung gekennzeichnet, so daß

der Zeitpunkt des Übergangs zur Rißfortschrittslebensdauer nicht zu identifizieren ist. Deshalb ist für den Vergleich der Schwingfestigkeit die Scher- und Schälzugproben die Bruchschwingspielzahl N_B als Lebensdauer bis zum Versagen am aussagekräftigsten. Sie ist eine sehr gute Annäherung an die Anrißlebensdauer.

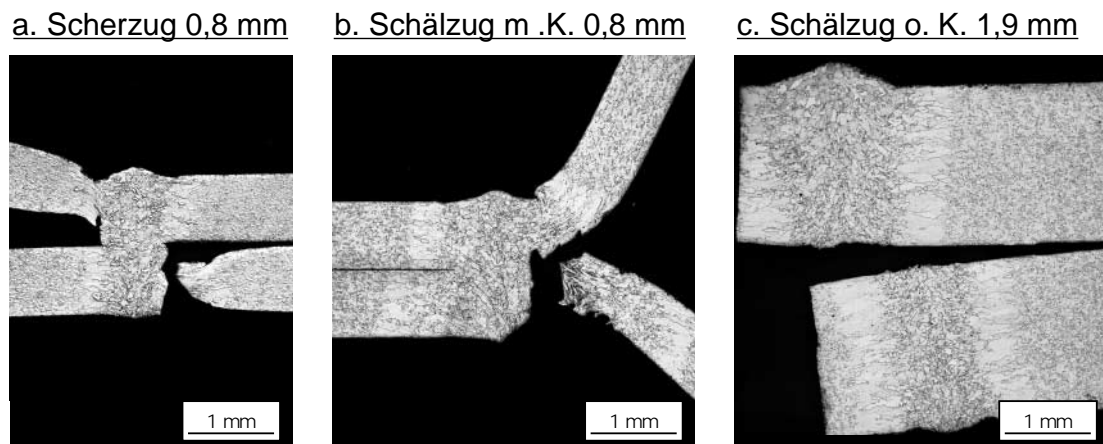


Abbildung 4.7: Rißlagen bei den Scher- und Schälzugproben

Der Schwingungsriß entstand bei den Scher- und Schälzugproben ausgehend von der rißartigen Kerbe an der Fügefläche. Das Rißwachstum war manchmal in der Probenmitte schneller als am Probenrand (Abb. 4.6.a), zumindest jedoch über die Probenbreite konstant, (Abb. 4.6.b). Bei den Scherzugproben (Abb. 4.7.a) sowie den dünnen Schälzugproben ($t = 0,8$ mm, Abb. 4.7.b) mit und ohne Kontakt lag die Ebene der Rißausbreitung in der Wärmeeinflußzone, senkrecht zum Blech. Der Bruch erfolgte auf der Unterseite, aber auch die Oberseite wies einen Anriß auf. Bei den dicken Schälzugproben ($t = 1,9$ mm) ohne Kontakt führte ein Riß in der Fügefläche zum Versagen (Abb. 4.7.c). Dies war teilweise auch der bei den Proben mit Kontakt bei hohen Lasten der Fall, bei niedrigen Lasten trat hier das Versagen in der WEZ ein.

4.4.2 H-Proben

Der Schwingungsriß an den H-Proben entstand in allen Fällen senkrecht zur Blechebene im U-Profil, ausgehend von der rißartigen Kerbe, etwa in der WEZ (vgl. 4.6.a). Die Rißausbreitung über 400 mm Schweißnaht und 4 Endkerben ist dabei von zwei verschiedenen, sich überlagernden Grundformen gekennzeichnet.

Ausgehend von der Kerbe an der Fügefläche kann bei zyklischer Belastung *Blechdicken-*

rißwachstum senkrecht zur Blechebene einsetzen. Im idealisierten, über die Probenlänge konstanten Fall gemäß Abb. 4.8 ist die Rißfront ist gerade und hat die Länge der Probe. Als Anriß für das Blechdickenrißwachstum steht die durch die Geometrie der Überlappverbindung bedingte rißartige Kerbe zur Verfügung. Es setzt bei Überschreitung einer kritischen Beanspruchung ab dem ersten Lastwechsel ein.

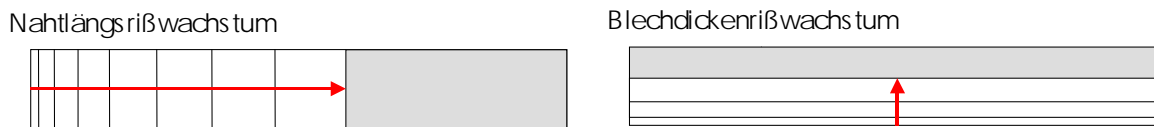


Abbildung 4.8: Rißfortschrittsrichtungen in der Ebene der WEZ der H-Probe

Tritt eine Schädigung auf, die in der WEZ eines der kraftführenden Schenkel das Blech an einer Stelle über die gesamte Blechdicke getrennt hat, setzt *Nahtlängsrißwachstum* ein. Dieser Riß kann in Verbindung mit dem Probenrand stehen. Rißwachstum erfolgt parallel zur Nahtichtung. Im idealisierten Fall gemäß Abb. 4.8 entspricht die Länge der Rißfront der Blechdicke. Dieser Versagensmechanismus führt zu einem kontinuierlichen, eindeutig erkennbaren Abfall der im Versuch gemessenen dynamischen Steifigkeit, wie numerische Studien ergaben. Die notwendige Vorschädigung kann durch Blechdickenrißwachstum entstehen oder von einer scharfen Nahtendkerbe ausgehen. Dem Nahtlängsrißwachstum geht eine spezifische Nahtlängs-Anrißlebensdauer voraus.

Es war im Einzelfall meist unmöglich, anhand der Schadensbilds und des Steifigkeitsverlaufs das Versagensverhalten eindeutig zu rekonstruieren. Bis auf eine einzige Ausnahme zeigten alle Proben nur in einem Schenkel Nahtlängsrißwachstum (vgl. Abb. 4.11.a), obwohl die Analyse von Durchläufern ergab, daß es auf beiden Seiten zur Anrißbildung kommt [ES03]. Das Nahtlängsrißwachstum ging meistens vom Rand, teilweise auch von der Blechmitte aus. Eine Korrelation dieser besonderen Schadensbilder mit Charakteristika der Steifigkeitsverläufe gelang trotz eingehender Betrachtungen nicht.

Um die Auswirkung des Rißwachstums auf den Steifigkeitsverlauf zu klären, wurde eine H-Probe (DC 04, $t = 1,9$ mm) mit DMS entlang der Nähte bestückt und die Dehnungen unter Wechselbelastung ($R = -1$) in bestimmten Intervallen gemessen. Abb. 4.9 zeigt den Verlauf der relativen Steifigkeit. Sie sinkt in der ersten Hälfte (Abschnitt I) geringfügig, was vielleicht einem „Strecken“ der Kerbfront zugeordnet werden kann. Insgesamt bleibt sie jedoch die ersten 80% der Gesamtlebensdauer (Abschnitte I + II) konstant. Anschließend kommt es zu einem sich stetig beschleunigenden Steifigkeitsverlust bis zum Bruch der Probe (Abschnitt III).

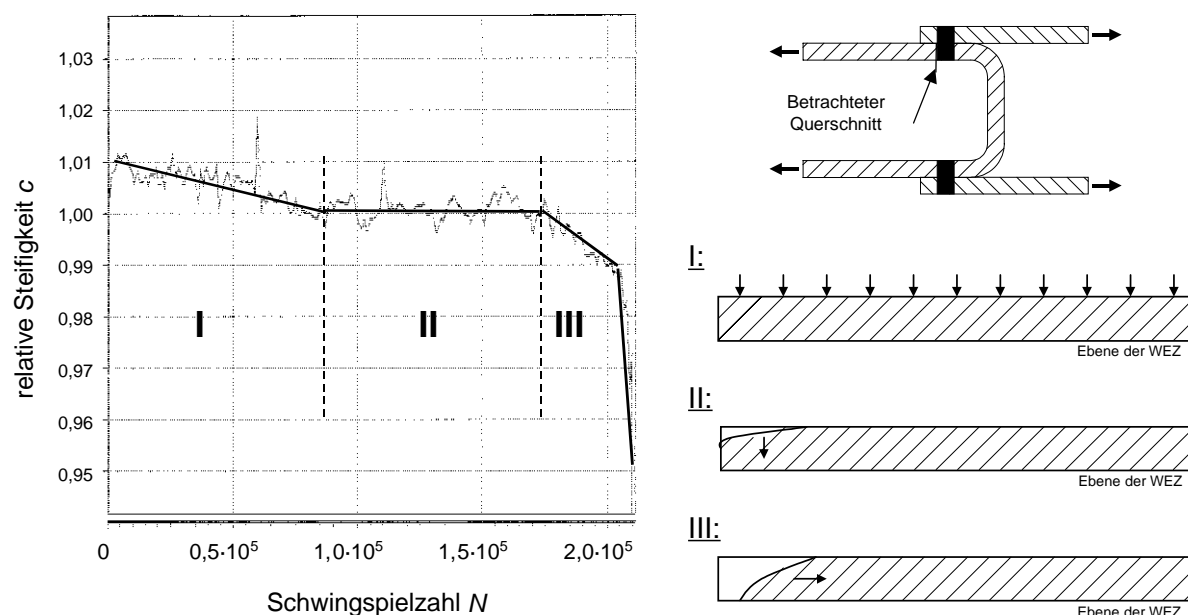


Abbildung 4.9: Verlauf der relativen Steifigkeit, H-Probe DC 04, $t = 1,9$ mm, $R = -1$

Abb. 4.10 zeigt die an der Innenseite des H-Profiles an der Naht aufgezeichneten Scheitelwerte der Dehnung. Bis $N = 80000$ (Abschnitt I) ändern sich die Meßwerte aller DMS geringfügig, ein Hinweis auf Entfestigungsvorgänge und Lastausgleich an der Rißfront. Bis $N = 160000$ (Abschnitt II) sind dann die Werte der DMS 1, 2 und 4 konstant, während DMS 3 auf den entstehenden Nahtlängsri reagiert. Etwa ab $N = 180000$ ist die Naht bei DMS 3 getrennt und es kommt zu einem „Reiverschlueffekt“ bis zum Versagen der Probe (Abschnitt III). Kurz vor Bruch der Probe gibt DMS 1 noch einen Hinweis auf einen zweiten Nahtlängsri. Die Umkehr der Scheitelwerte von DMS 3 markiert ein Rischlieen. Die Nahtlängs-Anrißlebensdauer beträgt also 87% der Bruchschwingspielzahl von $N_B = 206000$.

Der Zeitpunkt des Einsetzens von Nahtlängsrißwachstum konnte nur in wenigen Fällen so eindeutig aus dem Steifigkeitsverlauf bestimmt werden wie im Fall der mit DMS bestückten Probe. Die dünnen H-Proben aus DC 04 ($t = 0,8$ mm) zeigten praktisch keinen Steifigkeitsabfall bis zum Bruch. Der höchste Anteil an Rißfortschrittslebensdauer trat bei den Versuchen mit Proben aus DP 500 ($t = 1,7$ mm) bei $R = 0$ auf. Er beschränkte sich auf max. 15% der Bruchschwingspielzahl. Aus diesem Grund und wegen der uneinheitlichen Form der Steifigkeitsverläufe wurde das Versagenskriterium Bruch für die Auswertung der H-Proben herangezogen.

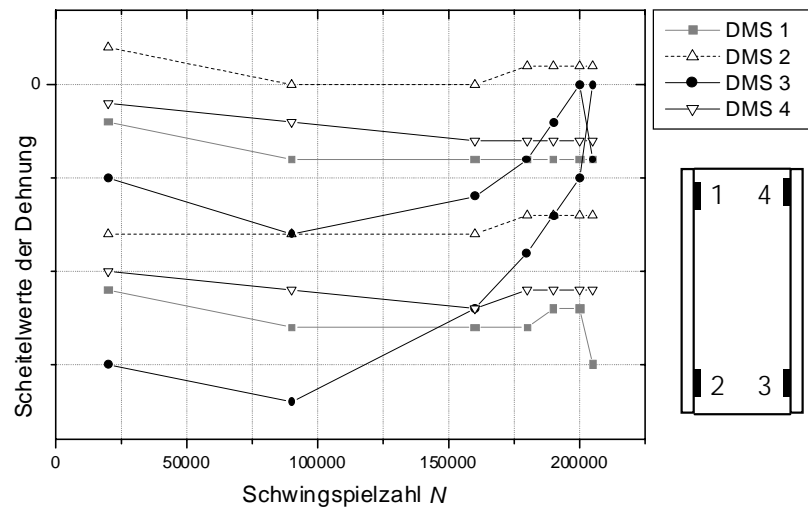


Abbildung 4.10: Gemessene Dehnungen an den Nahtenden der H-Probe DC 04, $t = 1,9 \text{ mm}$, $R = -1$

4.4.3 Hutprofilproben

An den Hutprofilproben konnte kein Versagen der Schweißnaht erreicht werden. Ab einer zyklischen Belastung von $M_T = 400 \text{ Nm}$ kam es zu Brüchen, die von der Einspannung ausgingen, Abb. 4.11.b.

a. H-Probe, DC 04, $t = 1,9 \text{ mm}$



b. Hutprofilprobe, DC 04, $t = 1,9 \text{ mm}$



Abbildung 4.11: Versagen der Hutprofil- und H-Proben

4.4.4 Rohrproben

Der Schwingungsriß trat bei den Rohrproben unter hoher axialer Belastung in der Fügefläche (Abb. 4.12.a), bei niedrigeren Lastniveaus in der WEZ des *äußeren* Rohres (Abb. 4.12.b) auf. Auch unter Torsionsbelastung trat das Versagen in der Fügefläche auf. Unter gemischter Beanspruchung kam es für die untersuchten Verhältnisse von T_a/S_a entweder zu Brüchen in der Fügefläche oder in der WEZ. Dabei bildeten sich auf der Bruchfläche die in Abb. 4.13.b abgebildeten radialen Marken, die durch mehrfache, sich vereinigende Anrisse entstehen. Die Rißflächen zwischen den Marken sind hin zur Richtung der max. Hauptspannung geneigt.

a. Nahtbruch, $F_a = 20 \text{ kN}$, $N_B = 70780$



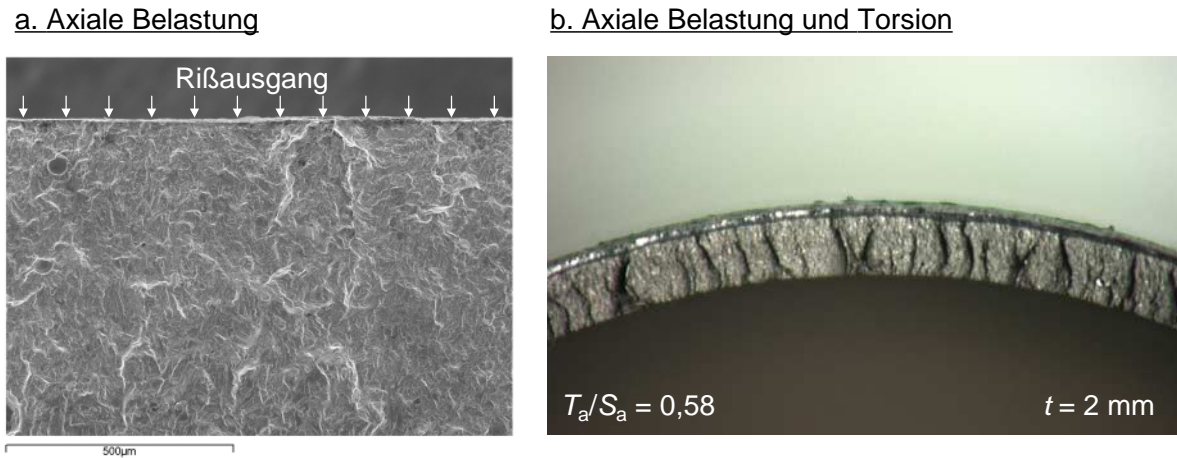
b. Bruch durch WEZ, $F_a = 12,5 \text{ kN}$, $N_B = 737350$



Abbildung 4.12: Versagen der Rohrproben unter axialer Belastung, $t = 2 \text{ mm}$, $R = -1$

Die angestrebte, über dem Umfang konstante Belastung zeigte sich im Schadensbild. Unter axialer Belastung bildete sich in der Ebene der WEZ ein gleichmäßiges radiales Rißwachstum. Der umlaufende Grat des duktilen Gewaltbruchs am Versuchsende belegt das eindrucklich. Die rasterelektronenmikroskopische Aufnahme in Abb. 4.13.a zeigt keine Verhämmerungen der Bruchfläche. Die Rißflanken berührten sich also nicht, trotz wechselnder Beanspruchung, und der Riß war offen. An der Rißspitze herrschte $R \geq 0$. Bei hohen Belastungen und unter Torsion verlagerte sich das Versagen von der WEZ in die Fügefläche. Dabei wurden durch Reibung die Bruchflächen zerstört.

Die Anrißlebensdauer der Rohrproben betrug bei den Versuchen unter Axialbelastung etwa 10%, bei den Torsionsversuchen und unter kombinierter Belastung etwa 5% der Gesamtlebensdauer. Der Anteil der Rißfortschrittslebensdauer scheint durch den zu trennenden Querschnitt bestimmt zu sein (Fügefläche oder WEZ), da er für die dickeren Proben tendentiell etwas größer ist. Die Ableitung der Anrißlebensdauer über den relativen Steifigkeitsabfall der sehr steifen Proben ist in [KES02] ausgeführt. Aus Gründen der Vergleichbarkeit mit den anderen Probentypen und wegen des geringen, zudem weitge-

Abbildung 4.13: Analyse der Bruchflächen, $R = -1$

hend konstanten Einflusses der Rißfortschrittslebensdauer wurden auch die Rohrproben nach dem Versagenskriterium Bruch bewertet.

4.5 Ergebnisse der Wöhlerversuche

Die Auftragung der Bruchschwingspielzahlen im Wöhlerdiagramm erfolgt in Abhängigkeit von der Amplitude der Last F_a bzw. des Moments M_a in doppelt logarithmischer Darstellung. Zudem werden die Kennwerte der ertragbaren Nennspannungsamplituden S_a bzw. T_a nach der BASQUIN-Gleichung angegeben.

$$S_a = S_a^* \left(\frac{N^*}{N} \right)^{1/k} \quad (4.1)$$

Als charakteristische Schwingspielzahl wurde $N^* = 2 \cdot 10^6$ gewählt, in etwa der sogenannten Dauerfestigkeit entsprechend. Die Regressionsrechnung berücksichtigte alle Versuchsproben mit Ausnahme der hochgesetzten Durchläufer und der Proben mit $N_B \geq 2 \cdot 10^6$.

4.5.1 Scher- und Schälzugproben

Bei den Scher- und Schälzugproben ergaben sich sehr geringe Streuungen, so daß eine Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,25$ angesetzt wurde. Sämtliche Ergebnisse sind in Abb. 4.14 dargestellt, zusammen mit den Wöhlerlinien für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von

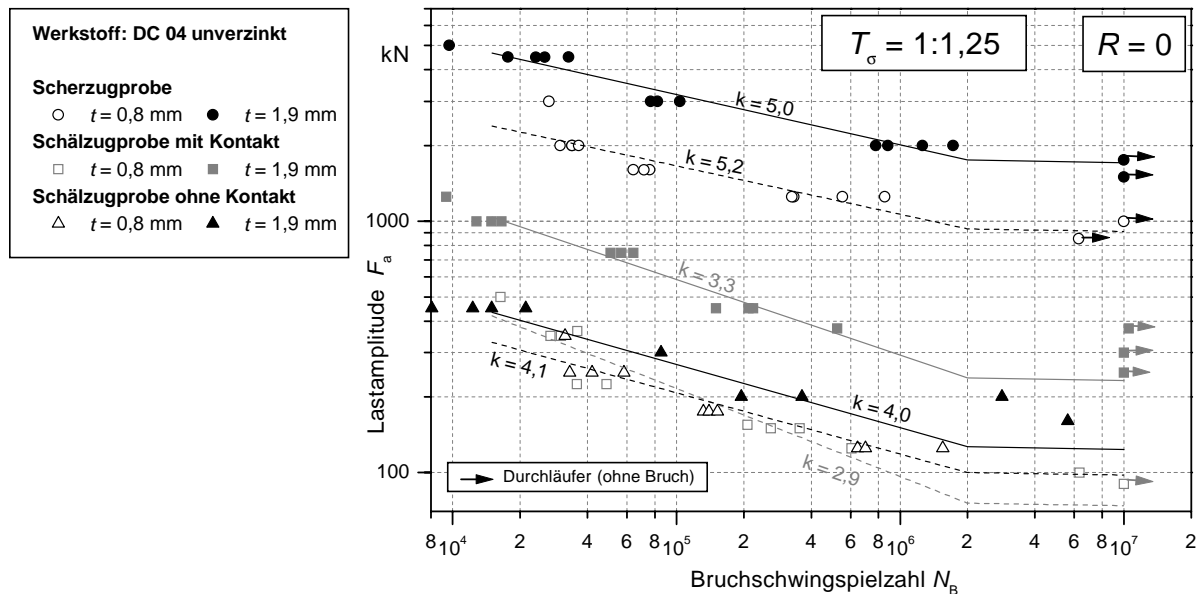


Abbildung 4.14: Schwingfestigkeit der Scher- und Schälzugproben

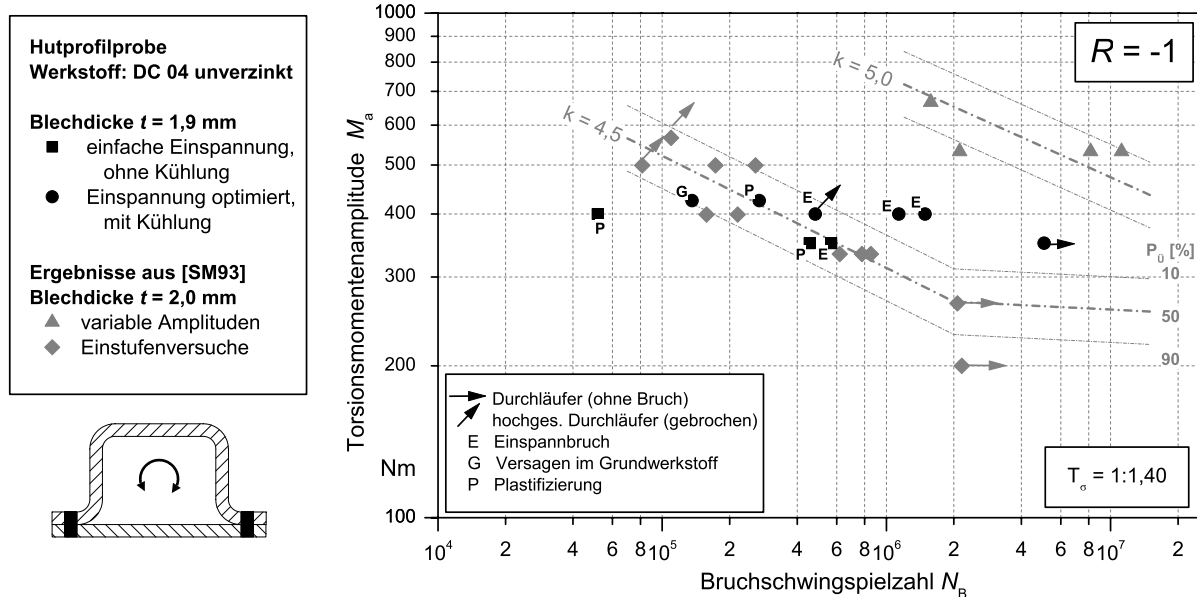


Abbildung 4.15: Schwingfestigkeit der Hutprofilproben

$P_{\ddot{U}} = 50\%$. Die Schwingfestigkeit der Scherzugproben liegt im Bereich der Werte nach Tab 2.1. Es ergibt sich für jede Probengeometrie eine charakteristische Neigung der Wöhlerlinie, die nicht von der Blechdicke abhängt. Der Kontakteffekt ist bei der dünnen Schälzugprobe ($t = 0,8 \text{ mm}$) kaum, bei der dicken ($t = 1,9 \text{ mm}$) sehr stark ausgeprägt. Die Verhältnisse der für die untersuchten Blechdicken ertragbaren Nennspannungen sind für alle Proben unterschiedlich. Einen Überblick über die Kennwerte gibt Tab. 4.2. Die Abknickschwingspielzahl der Scher- und Schälzugproben liegt bei $N_k = 2 \cdot 10^6$. Da aber auch noch bei deutlich höheren Schwingspielzahlen gelegentlich Versagen auftrat, wurde für diesen Bereich ein Abfall der Schwingfestigkeit von 5% pro Dekade angenommen.

Tabelle 4.2: Kennwerte der Wöhlerlinien der Scher- und Schälzugproben ($R = 0$)

Probentyp	$t = 0,8 \text{ mm}$		$t = 1,9 \text{ mm}$		$\frac{S_a^*(t=0,8 \text{ mm})}{S_a^*(t=1,9 \text{ mm})}$
	k	S_a^*	k	S_a^*	
Scherzug	5,1	36,3 MPa	5,0	28,8 MPa	1,26
Schälzug mit Kontakt	2,9	2,96 MPa	3,3	3,91 MPa	0,76
Schälzug ohne Kontakt	4,1	3,89 MPa	4,0	2,09 MPa	1,86

*) für $P_{\ddot{U}} = 50\%$ und $N = 2 \cdot 10^6$

4.5.2 H-Proben

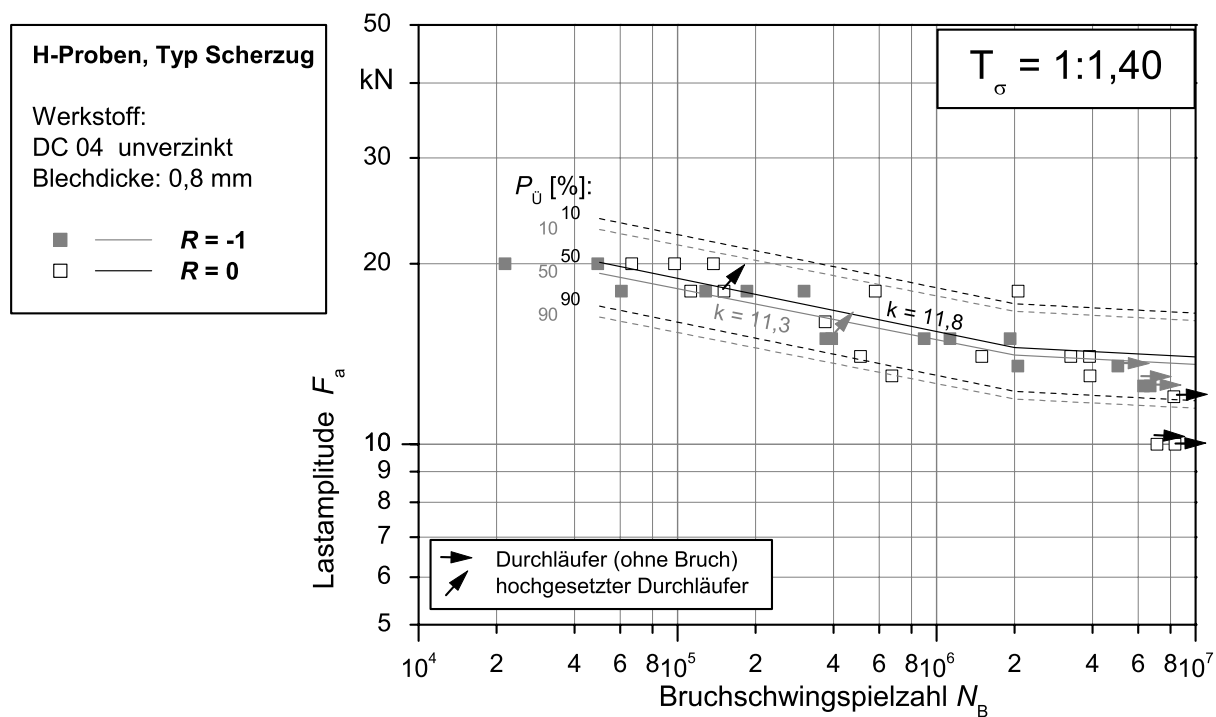
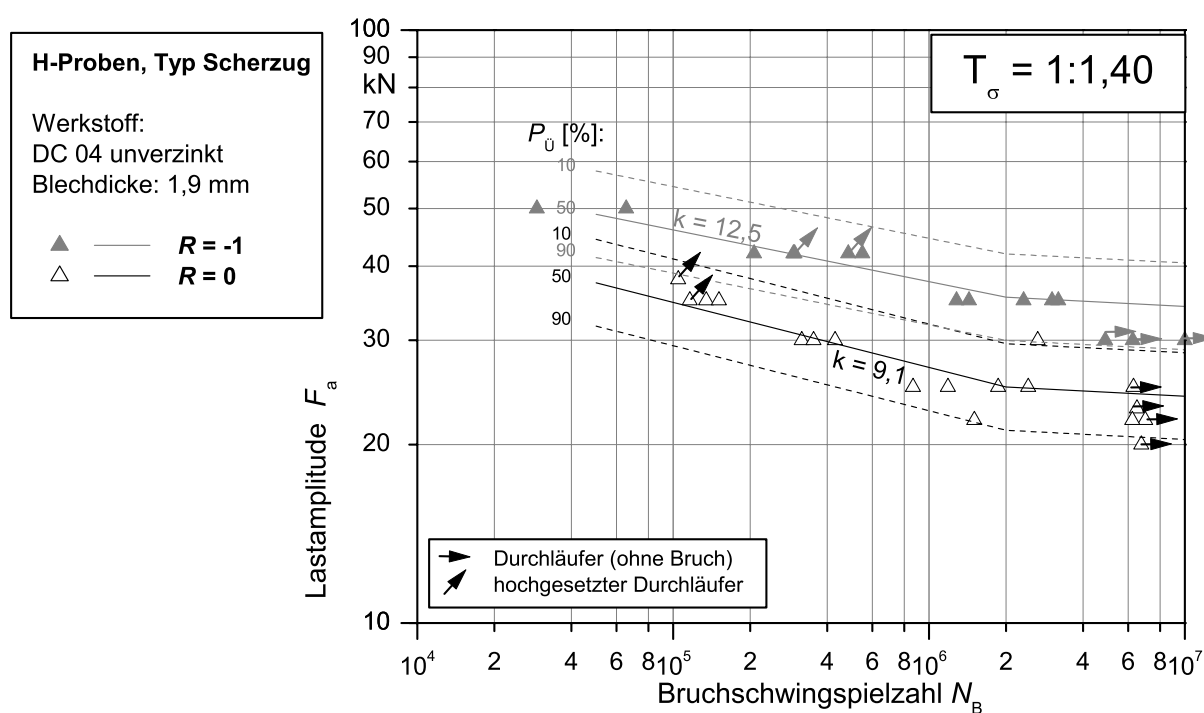
Die Wöhlerkurven der H-Proben sind in Abb. 4.16 bis 4.18, die Kennwerte in Tab. 4.3 dargestellt. Die Abknickschwingspielzahl wird bei $N = 2 \cdot 10^6$ angenommen, mit einem anschließenden Abfall der Schwingfestigkeit von 5% pro Dekade.

Es wurde eine Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,40$ unterstellt, da die H-Proben deutlich höhere Streuungen als die Scher- und Schälzugproben zeigten. Die Streuungen müssen auf die Nahtendkerben, die Spaltbildung zwischen den Blechen und auf das Verbiegen der Schenkel beim Einspannen der Proben zurückgeführt werden. Diesbezüglich liegen von Probe zu Probe unterschiedliche Verhältnisse vor. Auch der komplexe Mechanismus der lokalen Reißentstehung und der Reißausbreitung über die Nahtlänge kann zu höheren Streuungen beitragen.

Tabelle 4.3: Kennwerte der Wöhlerlinien der H-Proben

Probe	t	$R = -1$		$R = 0$		M^*	$\frac{S_a^*(\text{H-Probe})}{S_a^*(\text{Scherzugprobe})}$
		k	S_a^*	k	S_a^*		
DC 04	0,8 mm	11,8	43,9 MPa	11,3	45,3 MPa	0,0	1,25
DC 04	1,9 mm	11,5	46,7 MPa	9,1	32,9 MPa	0,4	1,14
DP 500	1,7 mm	5,2	45,7 MPa	4,3	29,9 MPa	0,5	-

*) für $P_{\ddot{U}} = 50\%$ und $N = 2 \cdot 10^6$

Abbildung 4.16: Schwingfestigkeit der H-Proben DC 04, $t = 0,8$ mmAbbildung 4.17: Schwingfestigkeit der H-Proben DC 04, $t = 1,9$ mm

Im Vergleich zu den Scherzugproben haben die H-Proben bei $R = 0$ etwas höhere ertragbare Nennspannungen S^* . Die höhere Schwingfestigkeit ist auf die Versteifung durch den Steg der H-Proben zurückzuführen, was den Schälzuganteil reduziert.

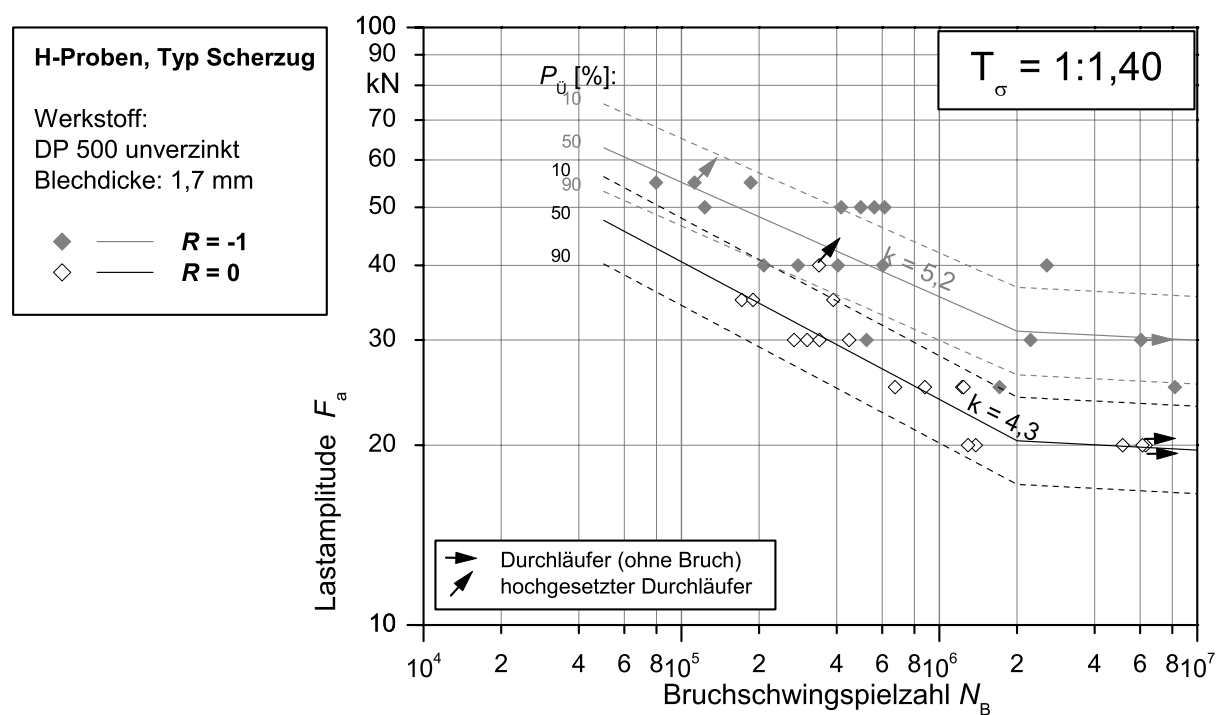
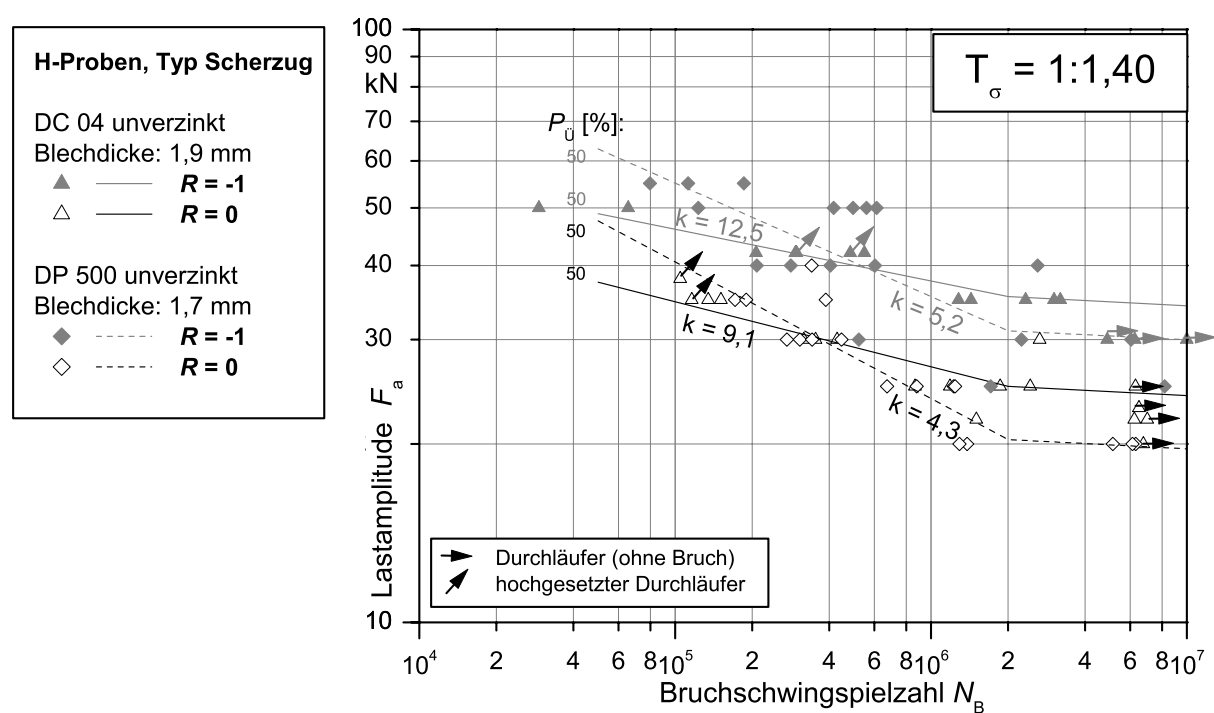
Die für $N = 2 \cdot 10^6$ berechnete Mittelspannungsempfindlichkeit M^* ist *scheinbar* blechdickenabhängig, da sie nur bei $t = 1,7$ mm bzw. $1,9$ mm auftritt. Bei $t = 0,8$ mm fallen die Ergebnisse für $R = -1$ und $R = 0$ in ein Streuband, in Übereinstimmung mit der tatsächlichen Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffs DC 04, die bei etwa $M \approx 0,1$ (DP 500: $M \approx 0,2$) angenommen werden kann [NPW91]. Die höhere scheinbare Mittelspannungsempfindlichkeit bei den Blechdicken $t = 1,7$ mm und $1,9$ mm ist also nicht werkstoffbedingt. Schweißeigenspannungen scheiden ebenfalls aus, da diese durch die lokale, sehr scharfe Kerbe bei Überschreitung der Dauerfestigkeit abgebaut werden [Son94b]. Die Ursache für den Mittelspannungseinfluß auf die ertragbaren Lasten der dicken H-Proben ist eine Wechselwirkung zwischen den festgestellten Verzugs-Eigenspannungen, dem Verbiegen der Proben beim Einspannen und der Rißausbreitung. So kommt es bei den dicken und damit steiferen Proben unter Umständen zu einem Rißschließen (vgl. Abb. 4.10).

Die Neigung der Wöhlerlinien ergibt sich in Abhängigkeit des Werkstoffs. Die Wöhlerlinien für $P_{\bar{U}} = 50\%$ des gleichen Spannungsverhältnisses in Abb. 4.19 schneiden sich bei etwa $N_B = 5 \cdot 10^5$. Dies äußert sich in höheren Bruchschwingspielzahlen der Proben aus DP 500 im Vergleich zu den etwa gleich dicken Proben aus DC 04 im Bereich höherer Lasten und umgekehrten Verhältnissen bei niedrigen Lasten. Mögliche Ursachen sind die schwingfestigkeitsmindernde Wirkung von Eigenspannungen im Bereich der sogenannten Dauerfestigkeit und geringere plastische Dehnungen im Bereich sehr hoher Lasten beim DP 500.

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchung der H-Proben beinhalten nicht nur die Eigenschaften des Werkstoffs und der Schweißverbindung. Der beobachtete Mittelspannungseinfluß und die hohen Streuungen sind Unzulänglichkeiten des Versuchskörpers H-Probe. Die Ursachen, die zu diesen Effekten führen, sind weder bei der Probenherstellung oder im Versuch zu vermeiden, noch in ihren Aus- und Wechselwirkungen eindeutig zu identifizieren. Daher ist die H-Probe zur Untersuchung der Schwingfestigkeit von kontinuierlichen Laserstrahlschweißnähten grundsätzlich nicht geeignet.

4.5.3 Hutprofilproben

Da die Versuche mit den Hutprofilproben, wie bereits erwähnt, keine Wöhlerline erbrachten, sind in Abb. 4.15 zusätzlich die Ergebnisse der bis auf die Blechdicke ($t = 2,0$ mm)

Abbildung 4.18: Schwingfestigkeit der H-Proben DP 500, $t = 1,7$ mmAbbildung 4.19: Schwingfestigkeit der H-Proben mit $t = 1,7$ mm und 1,9 mm

identischen Probe aus einer früheren Untersuchung [SM93] dargestellt. Die neuen Proben mit optimierter Einspannung haben gleiche oder höhere Lebensdauern bis zum Bruch. Die Schwingfestigkeit der Schweißnaht im Bereich $N \geq 1 \cdot 10^6$ ist also höher als die der alten Proben. Das frühere Versagen der neuen Proben bei höheren Torsionsmomenten hat seine Ursache in der geringeren Beulfestigkeit. Die Blechdicke ist um 0,1 mm geringer, gleichzeitig zeigte der Vergleich der Härtemessungen, daß die neue Charge zusätzlich eine niedrigere Streckgrenze des Grundwerkstoffs hat.

4.5.4 Rohrproben

Die Streuungen der Rohrproben waren ähnlich gering wie die der Scher- und Schälzugproben, so daß ebenfalls die Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,25$ unterstellt wurde. Die Wöhlerkurven sind in Abb. 4.20 dargestellt. Auffällig ist die geringere Belastbarkeit der Probe mit der Nennwandstärke $t = 1,5$ mm im Vergleich zur dünneren Probe mit $t = 1,0$ mm unter Torsion. Letztere hat allerdings eine im Verhältnis zur Blechdicke breitere Schweißnaht. Die Kennwerte der ertragbaren Nennspannungen in Tab. 4.3 zeigen, daß die Schwingfestigkeit weniger von der Blechdicke (auf die die Last bezogen ist), sondern von der Schweißnahtbreite bestimmt wird. Die Neigung der Wöhlerline ist von der Belastungsart abhängig. Sie ist für Torsion flacher als für Axialbelastung. Die Abknickschwingspielzahl liegt bei etwa $N_k = 2,0 \cdot 10^6$.

Tabelle 4.4: Kennwerte der Wöhlerlinien der Rohrproben ($R = -1$)

Axialbelastung	$t = 1,0$ mm	$t = 1,5$ mm	$t = 2,0$ mm	
k	3,7	3,6	5,2	
S_a^*	34,8 MPa	34,6 MPa	36,0 MPa	
Torsionsbelastung	$t = 1,0$ mm	$t = 1,5$ mm	$t = 1,0$ mm	$t = 2,0$ mm, breite Naht
k	7,6	8,6	5,0	8,4
T_a^*	73,2 MPa	47,4 MPa	37,2 MPa	57,5 MPa
Kombinierte Belastung	t	δ	$T_a/S_a = 0,58$	$T_a/S_a = 1,0$
k	2,0 mm	0°	6,6	8,7
T_a^*	2,0 mm	0°	20,8 MPa	34,1 MPa

*) für $P_{\dot{U}} = 50\%$ und $N = 2 \cdot 10^6$

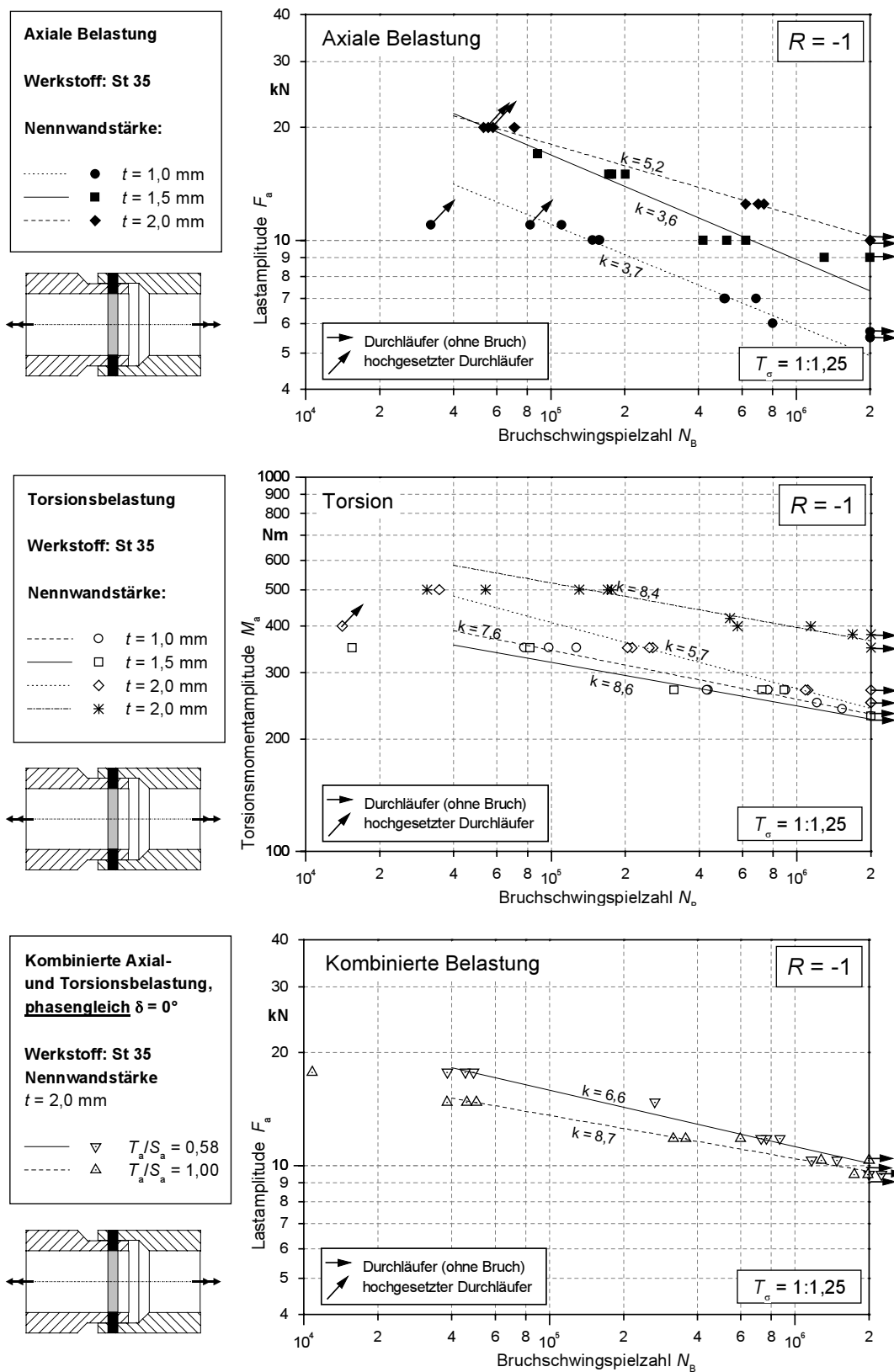


Abbildung 4.20: Schwingfestigkeit der Rohrproben

5 Berechnung der Schwingfestigkeit

In diesem Abschnitt wird die Entwicklung eines Berechnungskonzepts dargestellt, das es erlaubt, aus den äußeren Kräften, der Geometrie und den spezifischen Werkstoffeigenschaften eine Aussage über die Schwingfestigkeit einer Laserstrahlverbindung zu treffen. Dazu muß ein eindeutiger Kennwert, die *Beanspruchung*, gebildet werden, der an einem bestimmten Ort die versagenseinleitenden inneren Kräfte im Bauteil in geeigneter Weise beschreibt (*örtliches Konzept*). Dem Beanspruchungskennwert wird ein entsprechender lokaler Widerstand des Werkstoffs gegen zyklisches Versagen, die *Beanspruchbarkeit*, gegenübergestellt. Sie ist eine Funktion der Versagensschwingspielzahl. Der Zusammenhang zwischen Beanspruchbarkeit, Versagensschwingspielzahl und Überlebenswahrscheinlichkeit wird in einer *Master-Wöhlerlinie* dargestellt.

Die Grenzen für die Eingangsgrößen (*Parameter*), innerhalb derer die Anwendung der Master-Wöhlerlinie zulässig ist, bestimmt die *Übertragbarkeit*. Sie bildet sich aus dem experimentell überprüften Parameterfeld (*Verifikationsbereich*) und der Schlüssigkeit des Berechnungskonzepts (*Vertrauensbereich*).

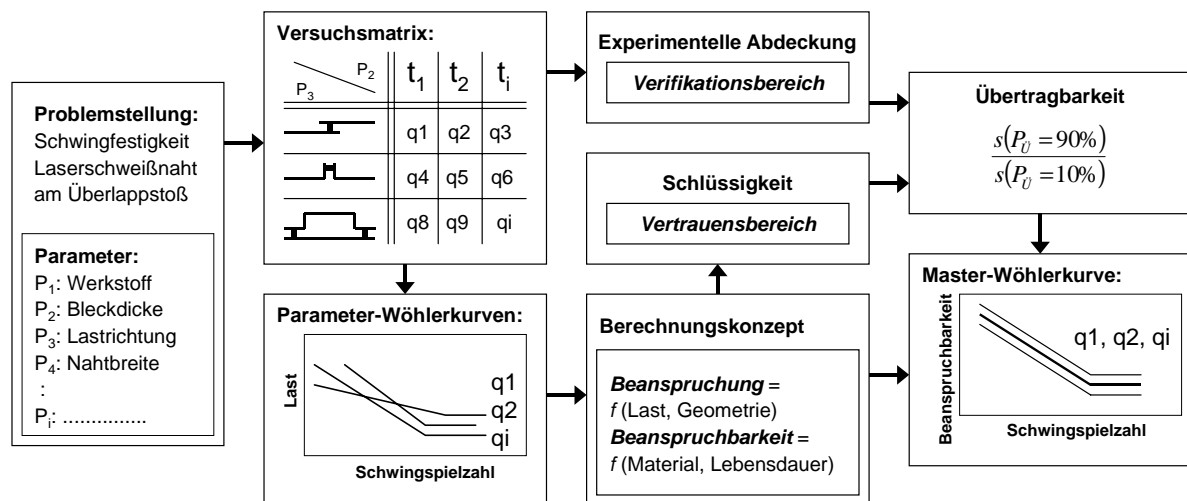


Abbildung 5.1: Ableitung der Beanspruchbarkeit und Übertragbarkeit aus Versuch und Berechnungskonzept

5.1 Qualitative Bewertung der Übertragbarkeit

Die Übertragbarkeit bestimmt die „Qualität“ eines Berechnungskonzepts, gibt an, ob die Einflüsse auf die Schwingfestigkeit korrekt erfaßt wurden und spezifiziert den Anwendungsbereich. Die Übertragbarkeit ist von der statistischen Absicherung zu unterscheiden, gerade weil letztere in der praktischen Anwendung, zumindest aus mathematischer Sicht, oft sehr eingeschränkt ist. Üblicherweise wird zur Bewertung der Übertragbarkeit aus den Beanspruchungskennwerten aller vorliegenden Versuchsergebnisse durch Regression die Master-Wöhlerlinie bestimmt. Als Übertragbarkeit wird die Streuspanne des Beanspruchungskennwerts verwendet [Hai02], im Fall einer Spannung σ :

$$T_\sigma = 1 : \frac{\sigma(P_{\ddot{U}} = 10\%)}{\sigma(P_{\ddot{U}} = 90\%)} \quad (5.1)$$

Diese Vorgehensweise ist jedoch mit Einschränkungen behaftet:

- Es kann nie zu einer Streuspanne kommen, die kleiner ist als die Streuung der zugrundegelegten Grundgesamtheit, d.h. die der einzelnen Versuchsreihen. Die Streuspanne des Beanspruchungskennwerts eines vollständig zutreffenden Berechnungskonzepts erweckt den Eindruck einer schlechten Übertragbarkeit, wenn die statistischen Streuungen im Versuch hoch sind. Der Vergleich der Übertragbarkeiten bei Anwendungen mit unterschiedlichen statistischen Streuungen ist nur möglich, wenn zusätzlich betrachtet wird, inwieweit die Kennlinien für $P_{\ddot{U}} = 50\%$ nach einem Konzept tatsächlich zusammenfallen.
- Die Ableitung der Streuspanne ist mathematisch nur bei statistisch verteilter Grundgesamtheit korrekt, also für den Fall, daß das Berechnungskonzept keinen systematischen Fehler mehr enthält und die Kennlinien für $P_{\ddot{U}} = 50\%$ zusammenfallen. Eine Abweichung durch einen nicht berücksichtigten Einflußfaktor im Konzept vergrößert den berechneten Wert der Streuspanne. Das Maß der Vergrößerung ist jedoch abhängig von der Verteilung der verbleibenden Einflußgröße im Bezug auf die anderen Parameter.

Die Verwendung der Streuspanne als Maß für die Übertragbarkeit entbehrt nicht einer gewissen Anschaulichkeit. Sie muß aber immer ins Verhältnis zur Streuung der Versuche gesetzt werden, um verschiedene Konzepte zu bewerten. Im Idealfall fallen die einzelnen Parameterwöhlerlinien aufeinander und die Streuspanne erhöht sich nicht. Eine im Vergleich dazu höhere Streuspanne der Master-Wöhlerlinie zeigt an, daß das Konzept

nicht exakt zutrifft. Eine nahezu identische Streuspanne ist also ein notwendiges Kriterium für die Gültigkeit der Hypothese. Zur weiteren Absicherung können die Verteilungen der Versuchsergebnisse und deren Abhängigkeit von den verschiedenen Eingangsgrößen untersucht werden. Ergibt sich eine statistische Verteilung, sind verbleibende Einflüsse vernachlässigbar und das Berechnungskonzept trifft zu.

Diese Betrachtung wird im folgenden durchgeführt. Dabei werden die Verteilungen in einem Diagramm nach Abb. 5.2 prozentual aufgetragen. Die Klassengrenzen beziehen sich dabei auf Streupannen von $T_\sigma = 1 : 1,1$ (mittlere Säule), $1 : 1,2$ (Summe der mittleren drei Säulen) usw..

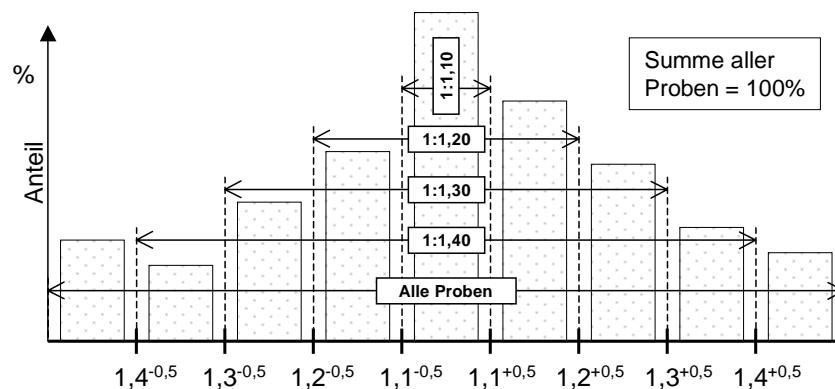


Abbildung 5.2: Diagramm zur Verteilung der Kennwerte

5.2 Lokale Schweißnahtbelastung

5.2.1 Allgemeiner Fall

Eine endlich lange Laserschweißnaht am Überlappstoß, in Abb. 5.3 am Beispiel einer Scherzugprobe dargestellt, überträgt eine *Schnittkraft* F_F und ein *Schnittmoment* M_F . Diese sind nicht homogen über die Schweißnaht verteilt. Insbesondere an den Schweißnahtenden kommt es zu erheblichen Spannungskonzentrationen. Die Vektoren der Schnittgrößen ergeben sich aus der Integration des Spannungsfeldes in der *Fügefläche* A_F . Verschiedene Spannungsverteilungen können zu den gleichen Schnittgrößen führen.

Die Schnittkräfte- und momente beziehen sich sinnvollerweise auf die Schweißnahtlänge l . Es ergeben sich die spezifische Schnittkraft f_F und das spezifische Schnittmoment m_F :

$$f_F = \frac{F_F}{l} \quad \text{und} \quad m_F = \frac{M_F}{l} \quad (5.2)$$

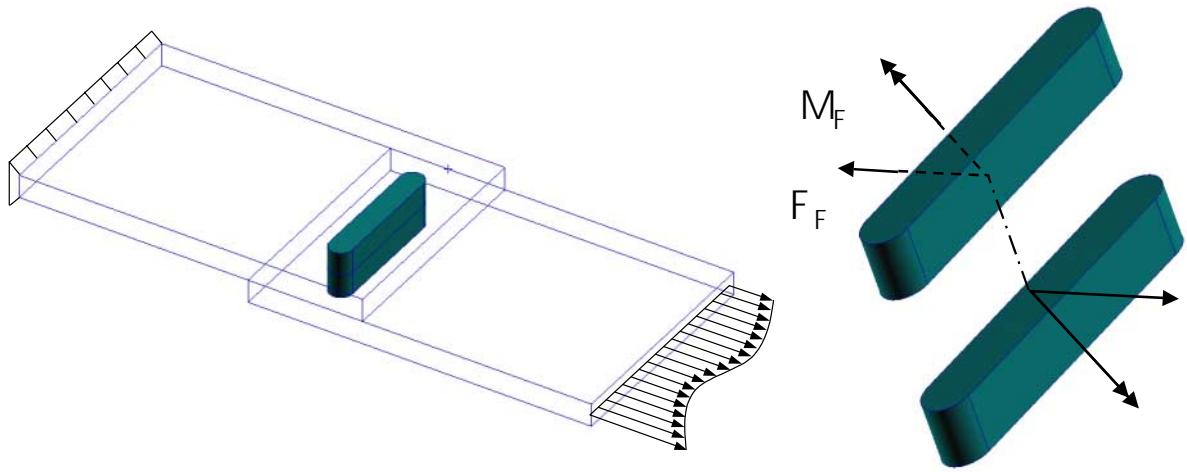


Abbildung 5.3: Allgemeiner Lastfall an der Laserschweißnaht am Überlappstoß

Kräfte und Momente, die in einem Blech an dem Verbindungselement „vorbeigeleitet“ werden (*Eigenkräfte* nach [RSZ99]), können in der Fügefläche ein Spannungsfeld ohne resultierende Schnittkraft bzw. Schnittmoment erzeugen.

5.2.2 Zweidimensionaler Fall

Für die lange, gerade, „kontinuierlich belastete“ Naht kann man vereinfacht einen differentiell kurzen Abschnitt dz betrachten. Die auf die senkrecht zur Schweißnaht orientierten Schnittflächen verteilten Spannungen sind unabhängig von der Längsposition z und stehen im Gleichgewicht:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial z} = 0 \quad (5.3)$$

Nach dem Superpositionsprinzip läßt sich die linear elastische Verformung in zwei Grundfälle zerlegen. Die Schnittkräfte im Blech, die senkrecht zur Naht wirken, beschreibt der *ebene Dehnungszustand* (EDZ, $u_z = 0$), diejenigen, die parallel angreifen, der Zustand von *nichtebenen Schub* (NES, $\epsilon_{ii} = \gamma_{xy} = 0$)³. Durch Überlagerung der beiden Verformungszustände kann jeder Zustand der zweidimensional belasteten Schweißnaht dargestellt werden.

³Der Begriff „nichtebener Schub“ wird hier von RADAJ [Rad95] übernommen. Es handelt sich nicht um einen feststehenden Ausdruck. NEUBER behandelt diesen Spannungszustand in dem separaten Kapitel „Torsion prismatischer Körper“ [Neu85].

Für die Spannungen gelten dabei die in Tab. 5.1 aufgeführten Zusammenhänge. Jede Komponente des Spannungstensors ist entweder dem EDZ oder NES zuordenbar. Die Spitze der rißartigen Kerbe ist im EDZ kombiniert im Mode-I und Mode-II belastet, bei NES ausschließlich im Mode-III [Hah76]. Die Komponenten des Spannungstensors können direkt einem Rißspitzenbeanspruchungsmodus zugeordnet werden.

Tabelle 5.1: Spannungskomponenten der Verformungszustände.

	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	τ_{xy}	τ_{xz}	τ_{yz}
EDZ	$\sigma_{xx}(x, y)$	$\sigma_{yy}(x, y)$	$\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$	$\tau_{xy}(x, y)$	0	0
NES	0	0	0	0	$\tau_{xz}(x, y)$	$\tau_{yz}(x, y)$

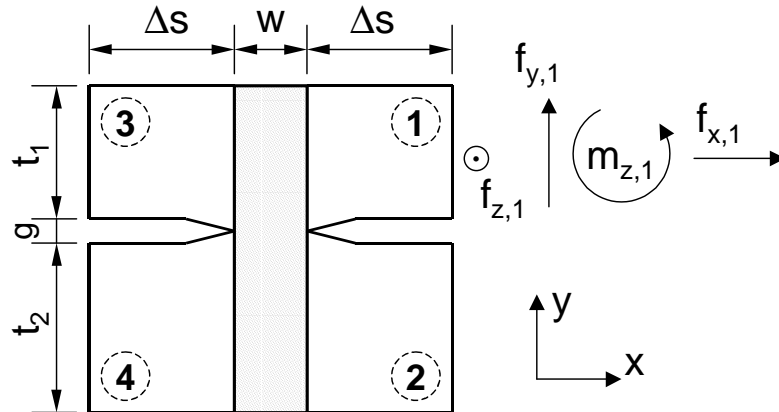
Die Betrachtung der Bruchflächen der Scher- und Schälzugproben (vgl. Abb. 4.6) ergab, daß der Riß in der Probenmitte am schnellsten wächst. Hier liegt ein EDZ vor, der für die Schwingfestigkeit maßgeblich ist. Die Spannungskomponenten, die sich abseits der Mitte aus der Querkontraktion ergeben, brauchen nicht berücksichtigt zu werden.

Bei den Rohrproben ist die Naht nicht gerade, sondern gekrümmt. Gl. 5.3 gilt aber für schwache Krümmungen in erster Näherung.

5.2.3 Grundlastfälle

Abb. 5.4 zeigt den 2-dimensionalen Belastungsfall der I-Naht am Überlappstoß. An einem Schenkel greifen die vier (naht-) längenbezogenen Schnittgrößen im Blech Zugkraft f_x , Querkraft f_y , nahtparalleles Biegemoment m_z und Nahtlängskraft f_z an. Nach dem BOLZMANNschen Axiom wirken auf den differentiell kurzen Längen nur verteilte Kräfte, so daß keine weiteren Momente vorhanden sind ($m_x = m_y = 0$). Jede dieser vier Schenkelschnittgrößen kann mit der entsprechenden Komponente eines anderen Schenkels im Gleichgewicht stehen. Daraus ergeben sich $4 \times 3 = 12$ Grundbelastungsfälle, aus denen jede beliebige Belastung zusammengesetzt werden kann.

Die Schnittkräfte sind nicht homogen über die Blechdicke verteilt. Die Kerbe verursacht an der Fügefläche eine Spannungskonzentration, deren Wirkung mit zunehmenden Abstand Δs von der Schweißnaht allerdings stark abklingt, so daß sich bereits für kleine Abstände ($\Delta s \approx t$) die Spannungsverteilung nach der Schalentheorie einstellt. Die lokalen Steifigkeiten im Bereich der Schweißnaht sind immer ähnlich, was den Schluß erlaubt, daß zu jedem Grundbelastungsfall genau eine Spannungsverteilung in der Schweißnaht vorliegt. Die spezifischen Schnittkräfte und -momente im Blech bestimmen damit eindeutig die Schweißnahtbeanspruchung.

Abbildung 5.4: 2D-Grundbelastung eines Schweißnahtabschnitts der Länge dz

5.2.4 Berechnung der Probenverformung

Die Spannungsverteilung in der belasteten Probe wurde im Volumenmodell mit der Finiten-Element-Methode (FEM) berechnet. Damit können die bei den Dehnungsmessungen festgestellten, durch plastisches Werkstoffverhalten verursachten Nichtlinearitäten berücksichtigt werden. Zusätzlich vermeidet man den Einfluß der Nahtmodellierung, der bei der Berechnung mit Schalenelementen auftritt. Besonderer Wert wurde auf eine feine Diskretisierung im Nahtbereich gelegt (vgl. Abb. 5.6, 5.7). Die Berechnung der spezifischen Schnittkräfte und Momente erfolgte sowohl im linear elastischen als auch im geometrisch nichtlinearen Modell sowie unter Berücksichtigung des plastischen Werkstoffverhaltens. Im definierten Abstand Δs wurden die Verläufe der Komponenten des Spannungstensors und die Schnittgrößen nach Integration gemäß Gl. 5.7 - 5.11 bestimmt.

Die geometrische Nichtlinearität bei den Scherzugproben zeigt sich im Blech zwischen Naht und Einspannung, Abb. 5.5. Es verwölbt sich, wobei sich das Widerstandsbiegemoment vergrößert. Der Einfluß auf die Spannungsverteilung beschränkt sich größtenteils auf den Bereich der Verwölbung. Für den Fall zweier gleichdicker Bleche bleiben die Schnittgrößen an der Schweißnaht weitgehend unbeeinflusst. Dies trifft bei ungleicher Blechdickenpaarung nicht zu und könnte der Grund für die stark „streuenden“ Beanspruchbarkeiten der Untersuchung nach [RSZ99] sein.

Bei den Schälzugproben kommt es durch die Belastung zu einer Absenkung des Überlappbereichs, Abb. 5.6, wodurch sich das an der Naht angreifende Moment $M_F = hF$ reduziert.

Unter hohen Lasten plastifiziert nicht nur der Bereich unmittelbar an der Schweißnaht,

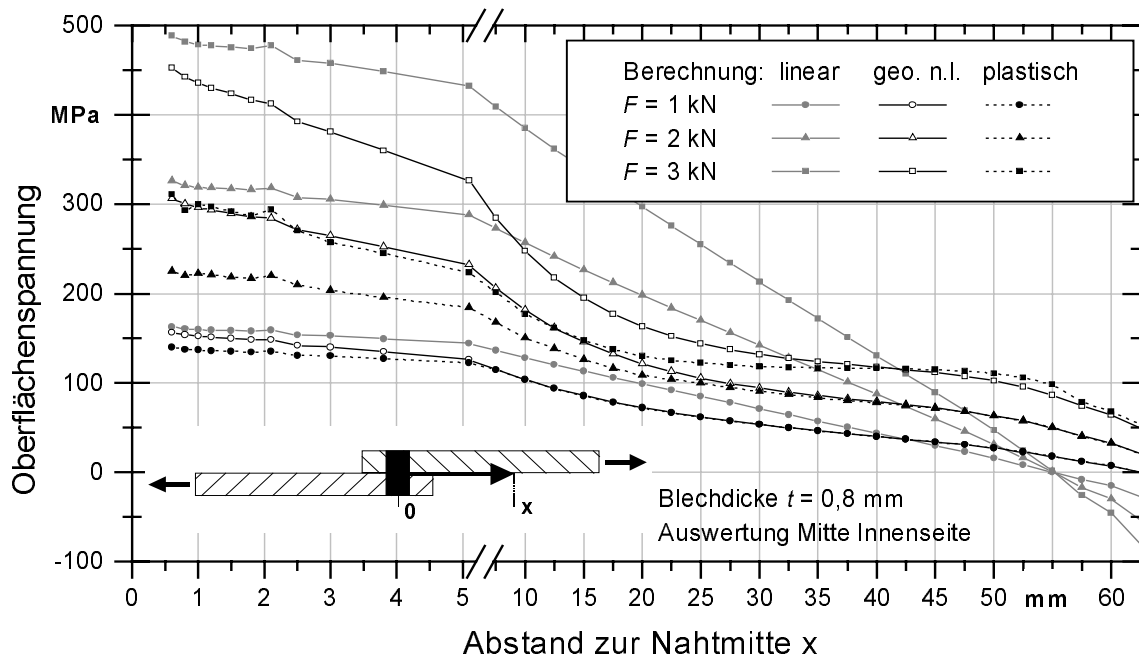
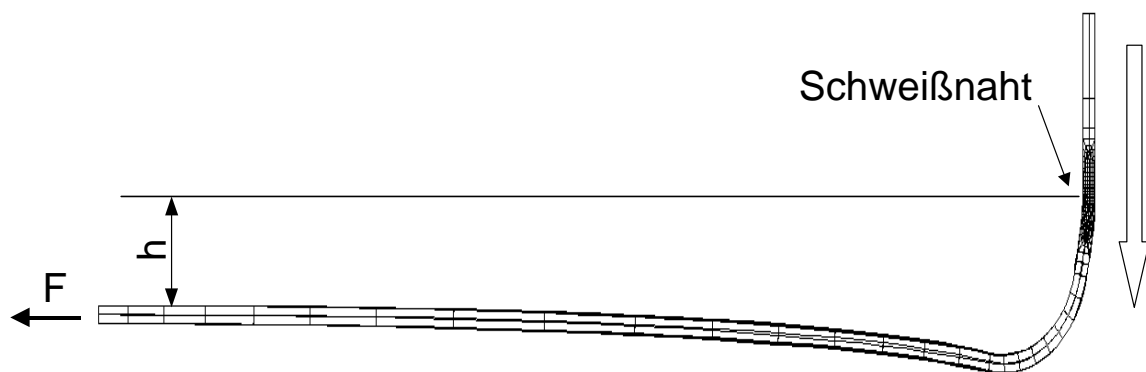
Abbildung 5.5: Oberflächenspannung an der Scherzugprobe, DC 04, $t = 0,8$ mm

Abbildung 5.6: Geometrisch nichtlineare Änderung des Biegemoments an der Schälzugprobe

sondern auch in einem größeren Abstand davon an der Oberfläche, wie Abb. 5.7 belegt. Dies führt zu einer Änderung der geometrischen Verhältnisse und der spezifischen Schnittgrößen. Zur Abschätzung wurde das zyklische Werkstoffverhalten des Grundwerkstoffs DC 04 aus [AdA03] in das FE-Modell implementiert. Es ist möglich, daß aufgrund der Aufhärtung im Schweißgut (vgl. Härteverlauf Abb. 3.10) die tatsächliche Antwort der Probe zwischen dem berechneten plastischen und elastischen Verhalten liegt.

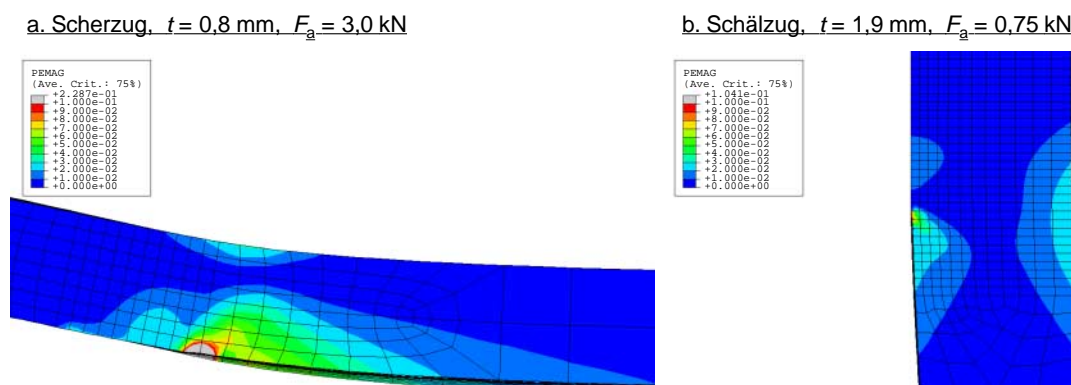


Abbildung 5.7: Plastische Verformung bei hohen Lasten in Probenmitte

Bei den Scherzugproben bewirkt die plastische Verformung eine homogenere Verteilung der Last über die Probenbreite und damit eine Absenkung der Strukturspannung in der Probenmitte. Bei den Schälzugproben verursacht das Verbiegen der Probe eine Drehung des Schnittkraftvektors in die Richtung der Blechebene mit entsprechender Abnahme des Biegemoments. Das Maß des Biegens und der Drehung hängt von den überstehenden Schenkeln ab. Die Probe mit Kontakt stützt sich in diesem Bereich ab, während die Probe ohne Kontakt der Belastung nachgibt. Wie Abb. 5.8 belegt, führt dies bei gleicher äußerer Belastung zu niedrigeren Strukturspannungen.

Bei den Rohrproben ist die Berücksichtigung nichtlinearer Einflüsse nicht notwendig. Aufgrund der hohen Steifigkeit kommt es zu keinen Verformungen, welche die Verteilung der spezifischen Schnittgrößen beeinflussen könnten.

5.3 Strukturspannungsansatz

Das Strukturspannungskonzept basiert auf der senkrecht zur Naht orientierten Komponente der Oberflächenspannung. Die durch die Kerbe verursachte, lokale Spannungsüber-

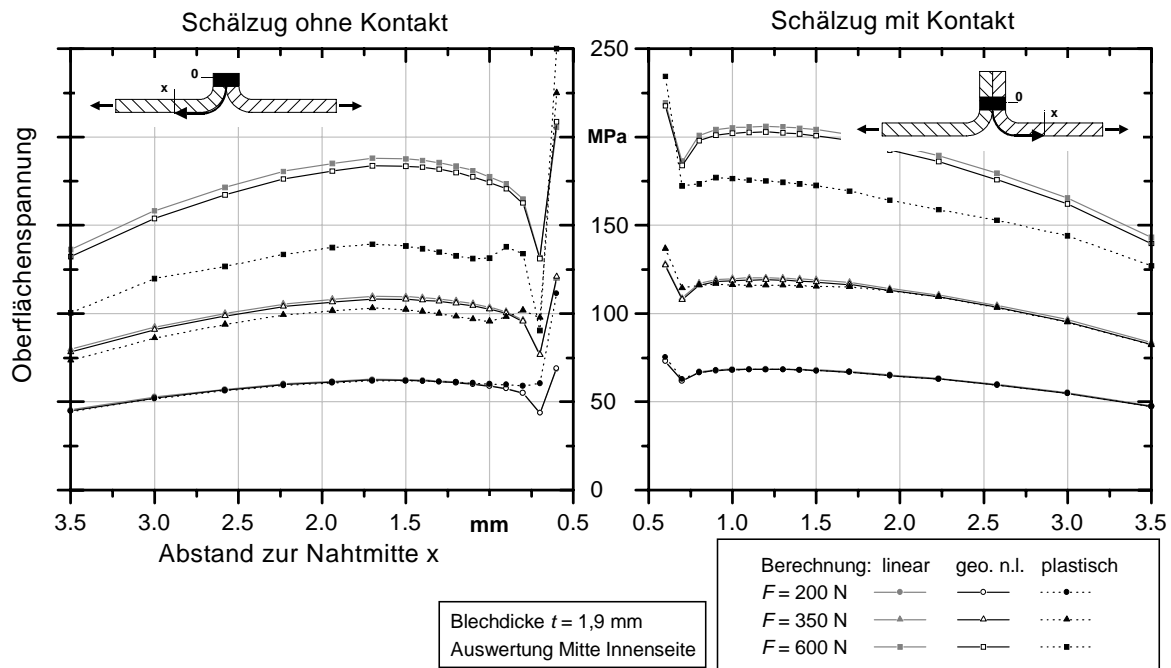


Abbildung 5.8: Oberflächenspannung an der Schälzugprobe mit und ohne Kontakt, DC 04, $t = 1,9$ mm

höhung wird vernachlässigt. Die uneinheitlichen Definitionen zur Ableitung der Strukturspannung (vgl. 2.3.1) führen zu Schwierigkeiten bei der Anwendung des Konzepts auf die neue Problemstellung der laserstrahlgeschweißten Feinblechverbindungen. Deshalb ist eine angepaßte Definition der Strukturspannung notwendig, sowie auch die Übertragbarkeit des Konzepts zu prüfen ist.

5.3.1 Definition der Strukturspannung

Die Strukturspannung soll mit der FEM berechnet werden. Es wird nur das Steifigkeitsverhalten abgebildet. Die aus den Verformungen abgeleiteten Spannungen müssen an den Schadensort extrapoliert werden. In den gängigen Anwendungen geschieht das mit den aus den Verschiebungen und Rotationen berechneten Oberflächenspannungen des mit Schalenelementen abgebildeten Blechs. Die Vernachlässigung der Kerbe wird in der numerischen Beanspruchungsanalyse durch die Vorschriften zur Abbildung der Naht(-steifigkeit) und der Extrapolationsvorschrift für die Spannungsberechnung erreicht. Die Strukturspannung ist somit modellabhängig (analog ist die experimentell ermittelte Hot-Spot-Spannung ab-

hängig von den Meßvorschriften). Für die neue Anwendung muß die Art der Strukturspannungsermittlung zunächst spezifiziert werden.

Ab einem gewissen Abstand von der Fügestelle entspricht die Oberflächenspannung im Blech der Schalentheorie. Die Spannung in Abhängigkeit vom Ort in Blechdickenrichtung wird durch die spezifischen Schnittkräfte im Blech f_i und -momente m_i eindeutig beschrieben, im ebenen Fall nach Gl. 5.3:

$$\sigma_x(y) = \frac{f_x}{t} + 12 \frac{m_z}{t^3} y \quad (5.4)$$

$$\tau_{xy}(y) = 6 \frac{f_y}{t^3} \left(\frac{t^2}{4} - y^2 \right) \quad (5.5)$$

$$\tau_{xz}(y) = \frac{f_y}{t} \quad (5.6)$$

Nähert sich der Ort der Betrachtung einer Kerbe, beeinflußt diese die Spannungsverteilung. Die spezifischen Schnittkräfte und Momente bleiben unabhängig davon bestimmbar. Am Schadensort ($\Delta s = 0$) ergibt sich aus der tatsächlichen Spannungsverteilung:

$$f_x = \int_t \sigma_x(y) dy \quad (5.7)$$

$$f_y = \int_t \tau_{xy}(y) dy \quad (5.8)$$

$$f_z = \int_t \tau_{xz}(y) dy \quad (5.9)$$

$$m_z = \int_t \sigma_x(y)(y - y_{\text{Blechmitte}}) dy \quad (5.10)$$

Eine Strukturspannung kann also unabhängig von der Berechnungsmethode, basierend auf der realen Spannungsverteilung definiert werden:

$$\sigma_{st} = \frac{f_x}{t} + \frac{6m_z}{t^2} \quad (5.11)$$

Die Nahtlängsbelastung wird nach dem Strukturspannungsprinzip nicht berücksichtigt, weil keine Hypothese existiert, um die in Nahtlängsrichtung wirkende Schubkraft f_z mit der Oberflächenspannung senkrecht zur Naht σ_{st} zu korrelieren. Für Bewertung von Hutprofilen wurde daher eine Abschätzung entwickelt [ESZ01]. Die Nahtlängskraft f_z wird in Nahtnähe bestimmt, auf die Breite der Schweißnaht bezogen und nach der Schubspannungshypothese von TRESCA in eine Vergleichspannung umgerechnet:

$$\sigma_{st, \text{Hutprofil}} = 2 \frac{f_z}{w} \quad (5.12)$$

Im zweidimensionalen Spannungsfeld verhalten sich die Schnittkräfte senkrecht zur Naht analog zum ebenen Balken: Die Normal- und die Querkraft bleiben konstant, lediglich das Biegemoment ändert sich linear über den Abstand zur Naht. Das führt zu einem linearen Strukturspannungsverlauf. Auf dieser Eigenschaft basieren die gängigen Extrapolationsvorschriften. Bei gesteigertem Meß- oder Modellierungsaufwand konvergiert die experimentell bzw. numerisch bestimmte Strukturspannung gegen den in Gl. 5.11 definierten Wert.

Ein Fügeelement ist gelegentlich mit einem lokal veränderten Querschnitt verbunden, bei der Laserschweißnaht z.B. durch Nahteinfall verursacht. Man kann von der *Nennstrukturspannung* sprechen, wenn man betonen will, daß sich die Strukturspannung auf die Nennstärke t der dünnwandigen Komponente bezieht. Die im weiteren diskutierten Strukturspannungen sind Nennstrukturspannungen.

5.3.2 Zyklisch ertragbare Strukturspannungen

In Abb. 5.9.a sind die ertragbaren Strukturspannungen der Scher- und Schälzugproben dargestellt, die nach der einfachen Ingenieursformel über die wirksamen Hebelarme berechnet wurden (vgl. Abb. 5.6):

$$\sigma_{st,\text{Scherzug}} = \frac{4F}{tb} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{st,\text{Schälzug}} = \frac{6Fh}{t^2b} \quad (5.13)$$

Eine einheitliche Beanspruchbarkeit ist nicht erkennbar. Dies belegt die Notwendigkeit der genauen Bestimmung der Strukturspannung gemäß Gl. 5.7 - 5.11 und der oben beschriebenen Modellbildung, im Ergebnis aufgetragen in Abb. 5.9.b. Bei den Proben, die in Blechdickenrichtung versagen, zeichnet sich eine einheitliche Beanspruchbarkeit in Abhängigkeit von der Blechdicke ab. Lediglich bei den in der Fügefläche versagenden Schälzugproben ohne Kontakt mit einer Blechdicke von 1,9 mm sind die ertragbaren Strukturspannungen deutlich geringer.

Nach den bisher vorliegenden Erkenntnissen ist die ertragbare Strukturspannung hauptsächlich von der Wurzel der Schweißnahtbreite und eventuell von dem Verhältnis t/w abhängig [ZES⁺02a]. Sie kann entsprechend zu σ_{st}^* korrigiert werden:

$$\sigma_{st}^* = \sigma_{st} \cdot f_{st}^* \left(\frac{t}{w} \right) \cdot \sqrt{w} \quad (5.14)$$

Die Form der Funktion f_{st}^* ist unbekannt und wird zunächst zu konstant eins gesetzt. Bei den Schälzugproben mit Kontakt ist die wirksame Schweißnahtbreite durch die Ab-

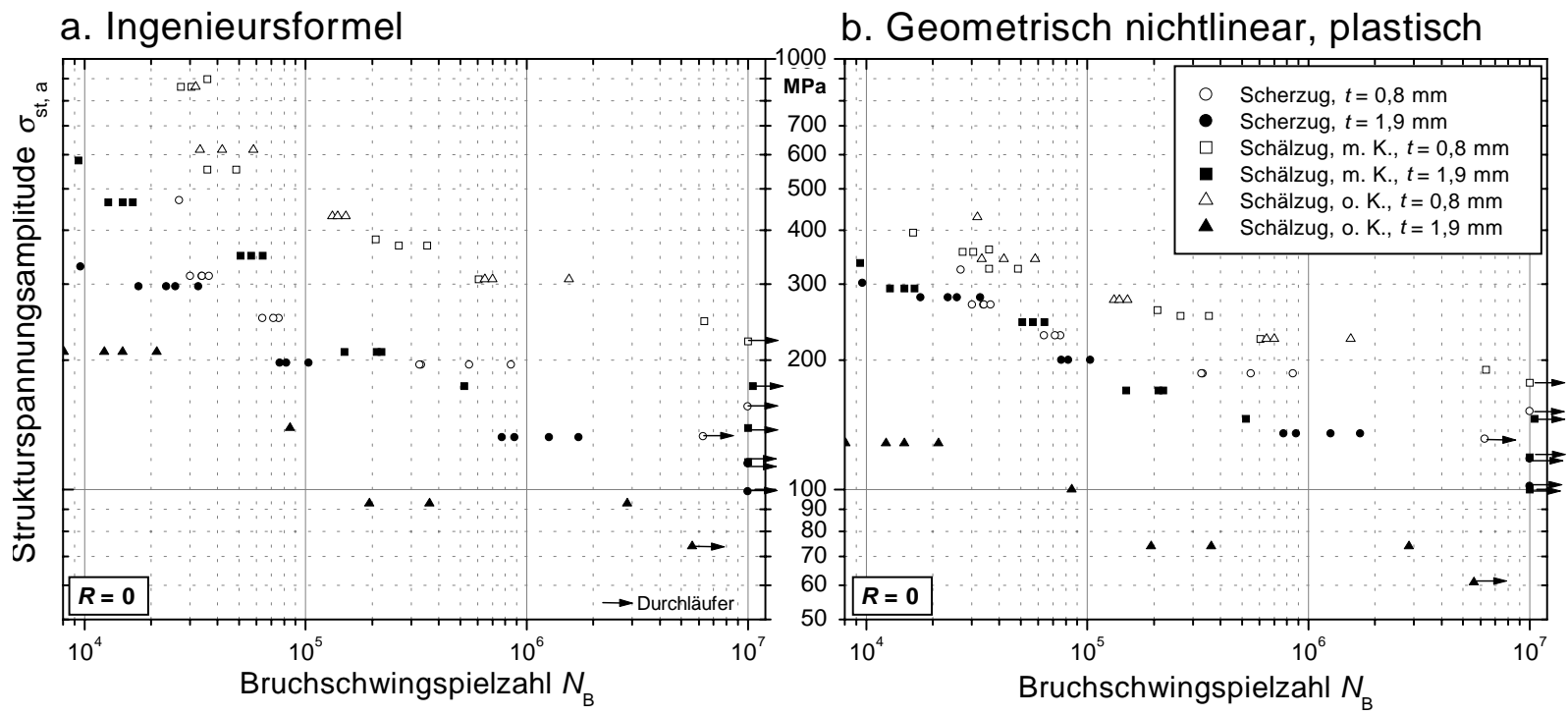


Abbildung 5.9: Zyklisch ertragene Strukturspannungen der Scher- und Schälzugproben

stützung unendlich. Für diese Proben erfolgt daher eine \sqrt{t} -Korrektur.

$$\sigma_{st, \text{Schälzug mit Kontakt}}^* = \sigma_{st} \cdot \sqrt{t} \quad (5.15)$$

In Abb.5.9.b ist zu erkennen, daß die Schälzugproben ohne Kontakt der Blechdicke $t = 1,9$ mm deutlich geringere ertragbare Strukturspannungen haben. Diese Proben versagen als einzige in der Fügefläche und nicht in der WEZ. Aus diesem Grund werden für die Berechnung der Strukturspannung σ_{st}^* die Schnittkräfte nicht auf die Blechdicke, sondern auf die Schweißnahtbreite bezogen.

$$\sigma_{st, \text{Schäl. o.K., } t=1,9\text{mm}}^* = \left(\frac{f_y}{w} + \frac{6m_z}{w^2} \right) \cdot \sqrt{w} \quad (5.16)$$

Die nach den Gl. 5.14 bis 5.16 berechneten ertragenen Strukturspannungsamplituden sind in Abb. 5.10 dargestellt. Nach der Verteilung in Abb. 5.12 ist ein verbleibender Einfluß des Verhältnisses von t/w nicht erkennbar ($T_\sigma = 1 : 1,48$). Die Annahme von $f_{st}^* = 1$ ist in Übereinstimmung mit [ZES⁺02a] gerechtfertigt. Allerdings ist die Beanspruchbarkeit der Scherzugproben geringer als die der Schälzugproben.

In [ES01] wurde die Hypothese (Gl. 5.12) formuliert, nach der die Nennschubspannung im Blech in eine auf die Schweißnahtbreite bezogene äquivalente Strukturspannung umgerechnet werden kann. Zur Überprüfung dienen die Ergebnisse der Rohrproben. Für die Berechnung der äquivalenten Strukturspannung unter Torsionsbelastung wird zusätzlich die Proportionalität zur Wurzel der Schweißbreite angenommen. Außerdem wird der Faktor B eingeführt, der das Verhältnis der ertragbaren Strukturspannungen bei Axial- und Torsionsbelastung wiedergibt.

$$\sigma_{st, \text{Rohr Torsion}}^* = B \cdot \frac{f_z}{w} \cdot \sqrt{w} \quad (5.17)$$

Für die Proben mit kombinierter Belastung wird die Gesamt-Strukturspannung als Summe der Strukturspannungskomponenten aus Axialbelastung nach Gl. 5.14 und Torsionsbelastung nach Gl. 5.17 berechnet:

$$\sigma_{st, \text{Rohr kombiniert}}^* = \sigma_{st, \text{Rohr Axial}} + \sigma_{st, \text{Rohr Torsion}} \quad (5.18)$$

Die Ergebnisse sind Abb. 5.11 dargestellt.

Die Regressionsrechnung für alle Rohrproben ergibt $B = 1,38$ bei $T_\sigma = 1 : 1,49$, also ein Ergebnis zwischen den Werten nach der Normalspannungshypothese ($B = 1,0$) und der Gestaltänderungsenergiehypothese ($B = 1/\sqrt{3}$). Im Sinne der Schlüssigkeit des Konzepts nach Abb. 5.1 wird angenommen, daß die GEH gültig ist (vgl. nächster Absatz). Die Streuspanne wird dadurch nicht wesentlich verschlechtert ($T_{\sigma, GEH} = 1,52$).

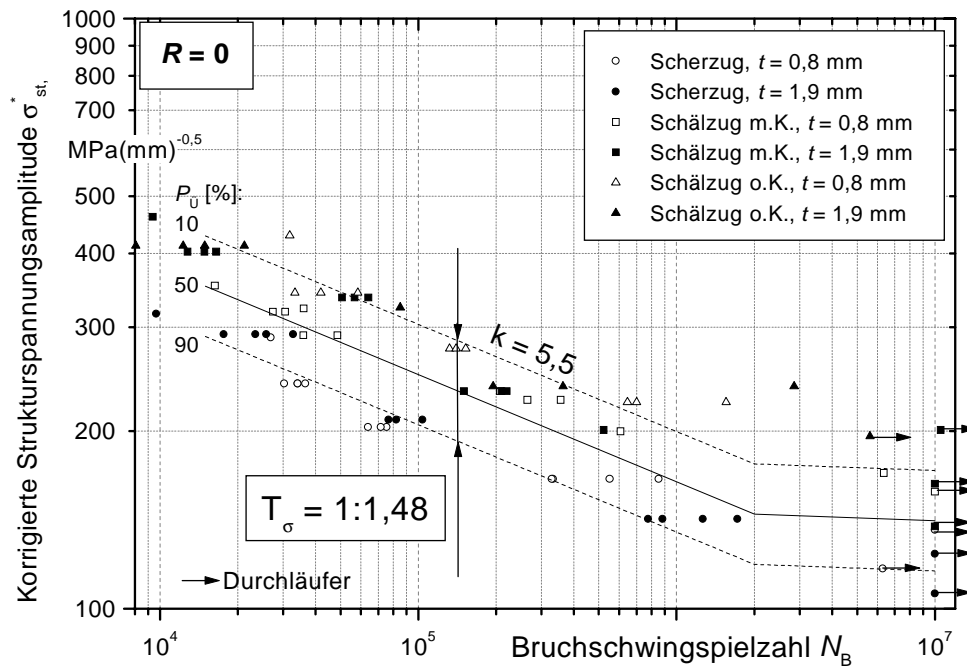


Abbildung 5.10: Korrigierte Strukturspannungen der Scher- und Schälzugproben

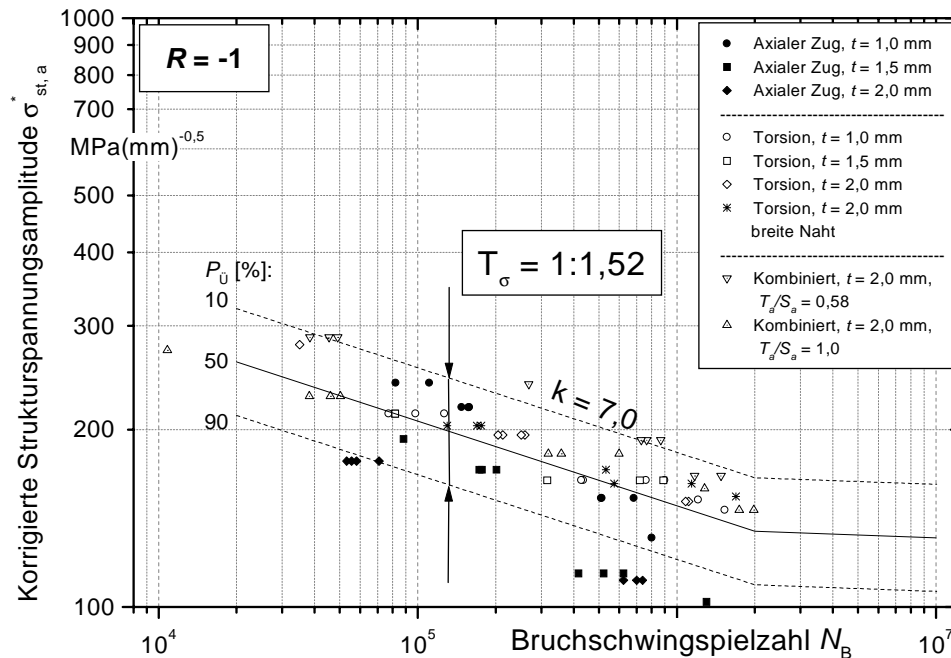


Abbildung 5.11: Zyklisch ertragene korrigierte Strukturspannungen der Rohrproben

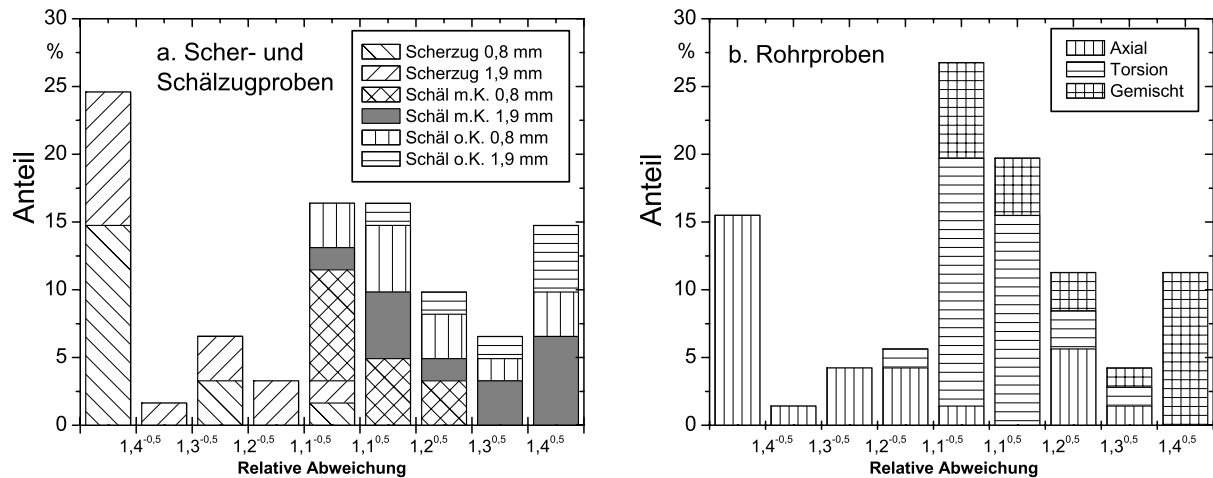


Abbildung 5.12: Verteilung der ertragenen korrigierten Strukturspannungen

5.3.3 Bewertung des Strukturspannungsansatzes

Das Strukturspannungskonzept bildet eine fiktive Vergleichsspannung, die einen Zusammenhang zwischen der Wirksamkeit der spezifischen Normalkraft f_x und dem Biegemoment m_z herstellt. Das Konzept wurde um die nahtparallele Schubkraft f_z ergänzt. Bei Schälzugbelastung kann die ansonsten unberücksichtigte Querkraft f_y an die Stelle der Normalkraft f_x treten.

Die zyklisch ertragbare Strukturspannung von laserstrahlgeschweißten Stahlfeinblechen ist von der absoluten Abmessung der I-Naht abhängig. Dieser „Skalierungseffekt“ [ALF01] kann mit der \sqrt{w} -Korrektur nach [ZES⁺02a] berücksichtigt werden. Außerdem übt das Verhältnis von Blechdicke zu Schweißnahtbreite einen Einfluß aus, wenn sich dadurch der Ort des Schwingbruchs von der WEZ in die Fügefläche verlagert. Die Berechnung der Strukturspannung muß in diesem Fall nicht auf die Blechdicke, sondern auf die Schweißnahtbreite bezogen werden.

Bei Torsionsbelastung wird die Nennschubspannung bezogen auf die Schweißnahtbreite berechnet. Zur Bildung einer äquivalenten Strukturspannung aus der Nennschubspannung wurde die Gültigkeit der GEH angenommen. Die Korrelation durch eine spannungsmechanische Grundlage erhöht die Übertragbarkeit der an Rohrproben überprüften Beziehung von Scherzug- und Schubbelastung auf Blechwerkstoffe.

Die Master-Wöhlerlinien der Blech- und Rohrproben fallen nicht zusammen. Die Beanspruchbarkeit der Rohrproben ist für hohe Schwingspielzahlen ($N = 2 \cdot 10^6$) um den Faktor 1,1, für niedrige Schwingspielzahlen um den Faktor 1,3 gegenüber den Blechproben reduziert. Dies gilt auch, wenn nur die Scherzug- bzw. Axialbelastung betrachtet wird.

Anhand der vorliegenden Ergebnisse ist nicht zu identifizieren, ob der Unterschied in der Beanspruchbarkeit auf den Werkstoff oder auf die verschiedenartigen zweidimensionalen Spannungszustände zurückzuführen ist.

Für die praktische Anwendung ist die Genauigkeit des Strukturspannungsansatzes ausreichend. Die Streuspanne beträgt zwar $T_\sigma \approx 1 : 1,50$, umfaßt aber alle möglichen Belastungsarten. Die getroffenen konservativen Annahmen für überlagerte Belastungsarten sichern die Übertragbarkeit auf komplexe Geometrien. Die Kennwertermittlung sollte unbedingt an Scherzugproben erfolgen. Bei auftretender Schälzugbelastung muß die Strukturspannung im Blech und in der Schweißnaht berechnet und die höhere Beanspruchung angesetzt werden. Die Vernachlässigung von Kontakteffekten führt ebenfalls zu konservativen Ergebnissen.

Die Gleichung der Master-Wöhlerkurve für DC 04 lautet nach den vorliegenden Ergebnissen der Scher- und Schälzugproben:

$$\sigma_{st, DC 04}^* (P_{\dot{U}} = 50\%) = 2023,7 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \cdot N^{\frac{-1}{5,501}} \quad \text{mit } T_\sigma = 1 : 1,50 \quad (5.19)$$

5.4 Bruchmechanischer Ansatz

Die Defizite des Strukturspannungsansatzes belegen die Notwendigkeit der Betrachtung des lokalen Spannungsfelds. Dazu ist die Kerbe an der Fügefläche geeignet abzubilden. Die einfachste Vorgehensweise ist die „worst-case“-Annahme des Kerbradius $r = 0$. Die rißartige Kerbe erzeugt an der Laserschweißnaht - elastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt - ein singuläres Spannungsfeld. Mit Hilfe der Kennwerte der Bruchmechanik kann aus dem Spannungsfeld eine Beanspruchung abgeleitet werden.

5.4.1 Berechnung des äquivalenten SIF

Die Spannungsintensitätsfaktoren, die das singuläre Spannungsfeld eindeutig beschreiben, hängen von der Art der Belastung und der Schweißnahtgeometrie ab. Im folgenden werden nur zweidimensionale Lastfälle nach Gl. 5.3 betrachtet. Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren der Scher- und Schälzugproben erfolgte in linear elastischen Teilmodellen. Als Eingangsgrößen fanden die nach Abschnitt 5.2.4 abgeleiteten Schnittgrößen im Blech aus der Probenmitte Verwendung. Bei den Rohrproben wurde ein schmales

Segment der gesamten Probe abgebildet. Die numerische Berechnung des Verschiebungsfelds erfolgte mit der FE-Methode durch das Programm ABAQUS [Hib01]. Die Rißspitze wurde mit 32 kollabierten, 8-knotigen Viereckselementen, deren Mittenknoten auf die Viertelposition zur Rißspitze hin verschoben waren, modelliert. Mit den derart modifizierten Elementen kann die charakteristische $1/\sqrt{r}$ -Singularität abgebildet werden. Bei den Rohrproben erfolgte die Elementierung in analoger Weise mit dreidimensionalen Elementen gemäß Abb. 5.13. Die Komponenten des SIF wurden mit den von ABAQUS zur Verfügung gestellten Funktionen zur bruchmechanischen Ergebnisbewertung bestimmt.

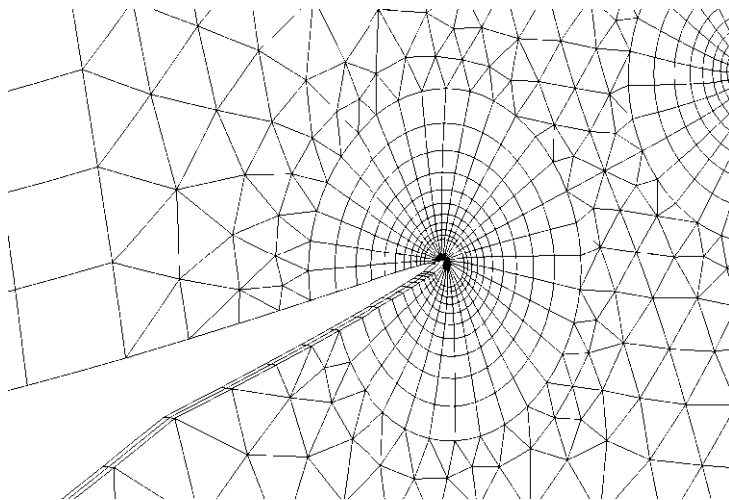


Abbildung 5.13: Rißspitzenvernetzung der Rohrproben für die SIF-Berechnung (verformter Zustand unter Torsion)

Die Schälzugproben (mit und ohne Kontakt) sind aufgrund der Symmetrie rein unter Mode-I, die tordierten Rohrproben rein unter Mode-III belastet. Bei den Scherzugproben und den axial belasteten Rohrproben kommt es zu einer Überlagerung von Mode-I- und Mode-II-Belastung. Die Verhältnisse sind in Tab. 5.2 aufgetragen. Bei den gemischt belasteten Rohrproben setzt sich die Belastung aus allen drei Komponenten des SIF zusammen. Experimentelle Ergebnisse zu reiner Mode-II Beanspruchung liegen nicht vor.

Tabelle 5.2: Komponenten des SIF bei Scherzug- bzw. Axialbelastung

	Scherzugprobe		Rohrprobe		
t	0,8 mm	1,9 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm
K_I/K_{II}	0,43	0,21	0,38	0,32	0,27

5.4.2 Zyklisch ertragbare Spannungsintensitätsfaktoren

Als Beanspruchungskriterium muß ein äquivalenter Spannungsintensitätsfaktor $K_{\ddot{a}q}$ aus den drei unabhängigen Komponenten gebildet werden. Eine allgemein gültige Hypothese steht für rißartige Kerben an Feinblechverbindungen nicht zur Verfügung ⁴. Zunächst werden die Hypothesen nach IRWIN (Gl. 2.9) und ERDOGAN&SIH (Gl. 2.8) für die Scher- und Schälzugproben angewendet. Wie Abb. 5.14 zeigt, haben die Schälzugproben eine einheitliche Beanspruchbarkeit, was bedeutet, daß bei reiner Mode-I Belastung der Kerbeffekt korrekt abgebildet wird. Ein Blechdickeneffekt tritt nicht auf. Allerdings liegt die Beanspruchbarkeit der Scherzugproben weit darunter, unabhängig davon, ob die Hypothese die Rißinitiierungsrichtung erfaßt (ERDOGAN&SIH) oder nicht (IRWIN).

Es besteht eine andere Abhängigkeit der Beanspruchbarkeit vom Verhältnis der Mode-I- und Mode-II-Belastung. Sie kann aus dem Vergleich der ertragbaren SIF der Scher- und Schälzugproben empirisch abgeleitet werden. Ein linearer Ansatz soll den Einfluß des Verhältnisses K_I/K_{II} auf die Wirksamkeit von K_{II} beschreiben:

$$K_{\ddot{a}q} = \sqrt{K_I^2 + \left(A_{12} \frac{K_I}{K_{II}} + A_{22} \right) K_{II}^2} \quad (5.20)$$

Der zweite Summand läßt sich so vereinfachen, daß $K_{II} = 0$ zulässig ist, und wird um die Mode-III Komponente erweitert. Dahinter steht die Annahme, daß sich die Wirksamkeiten der Mode-I und Mode-III-Komponente nur durch den konstanten Faktor A_{33} unterscheiden, da beide in der Rißebeane wirken. Gl. 5.20 nimmt die Form nach [Sih75] an:

$$K_{\ddot{a}q} = \sqrt{K_I^2 + A_{12} K_I K_{II} + A_{22} K_{II}^2 + A_{33} K_{III}^2} \quad (5.21)$$

Die Regressionsrechnung mit den SIF der Scher- und Schälzugproben führt zu sehr hohen Werten von A_{12} und zu $A_{22} < 1$. Weil keine Werte für $K_I/K_{II} = 0$ vorliegen, kann A_{22} nicht direkt bestimmt werden. Nach Gl. 2.9 und 2.8 ist $A_{22} \geq 1$. Deshalb wird $A_{22} = 1$ gesetzt. Die Regression ergibt schließlich $A_{12} = 20$. Die Ergebnisse der Scher- und Schälzugproben sind in Abb. 5.15 dargestellt. Die Streuspanne nach Gl. 5.1, bezogen auf $K_{\ddot{a}q}$, beträgt nur $T_K = 1 : 1,30$.

Die Verhältnisse K_I/K_{II} der Rohrproben unter Axialbelastung liegen zwischen denen der Scherzugproben, vgl. Tab. 5.2. Die Übertragung der aus den Schäl- und Scherzugproben gewonnen Korrelationskoeffizienten auf die Rohrproben ist zulässig. Tatsächlich ergibt sich bei den äquivalenten Spannungsintensitätsfaktoren der axial beanspruchten Rohrproben eine Streuspanne von nur $T_K = 1 : 1,20$. Die Bestimmung des Koeffizienten für die

⁴RADAJ UND SONSINO erörtern verschiedene Ansätze in [RS98], ohne zu einem abschließenden Ergebnis zu kommen.

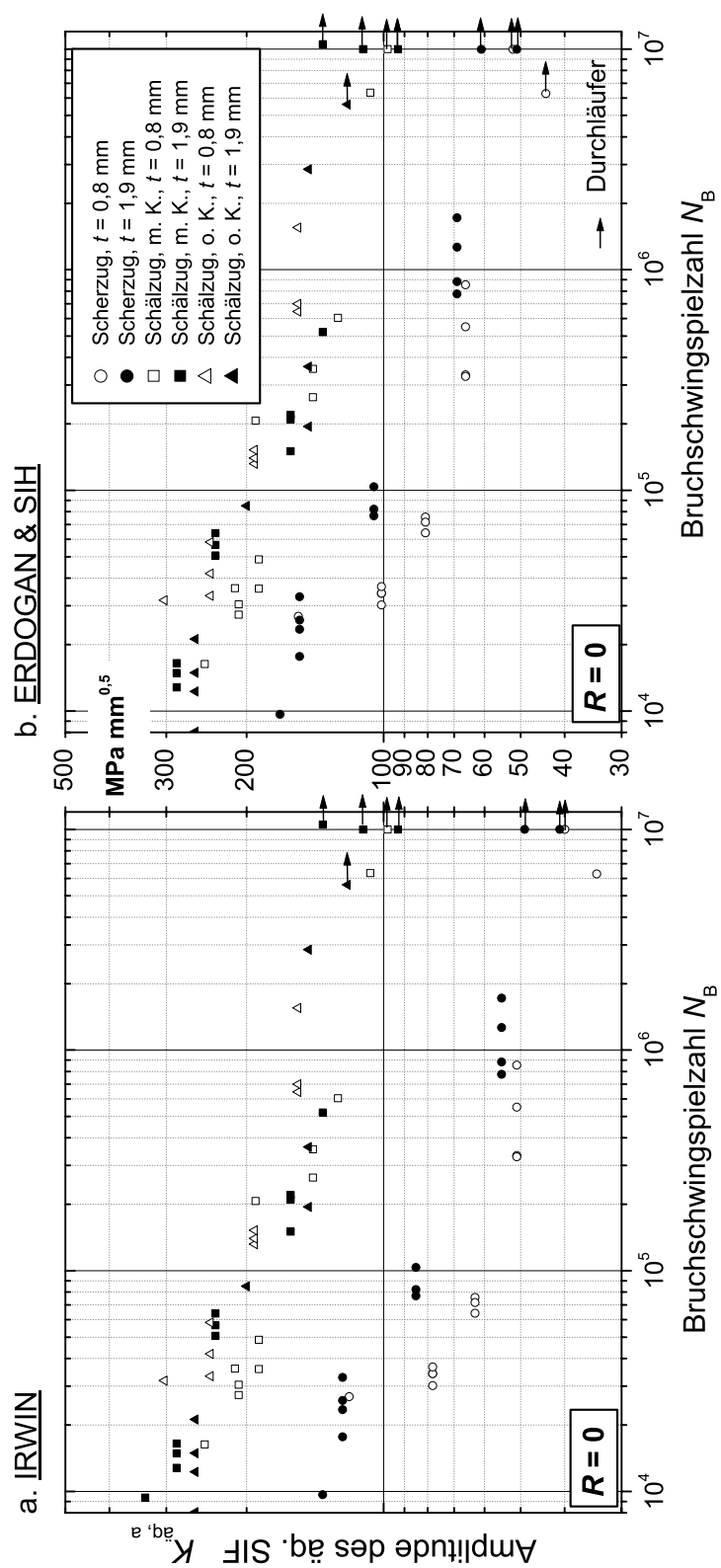


Abbildung 5.14: Zyklisch ertragene äquivalente SIF der Scher- und Schälzugproben

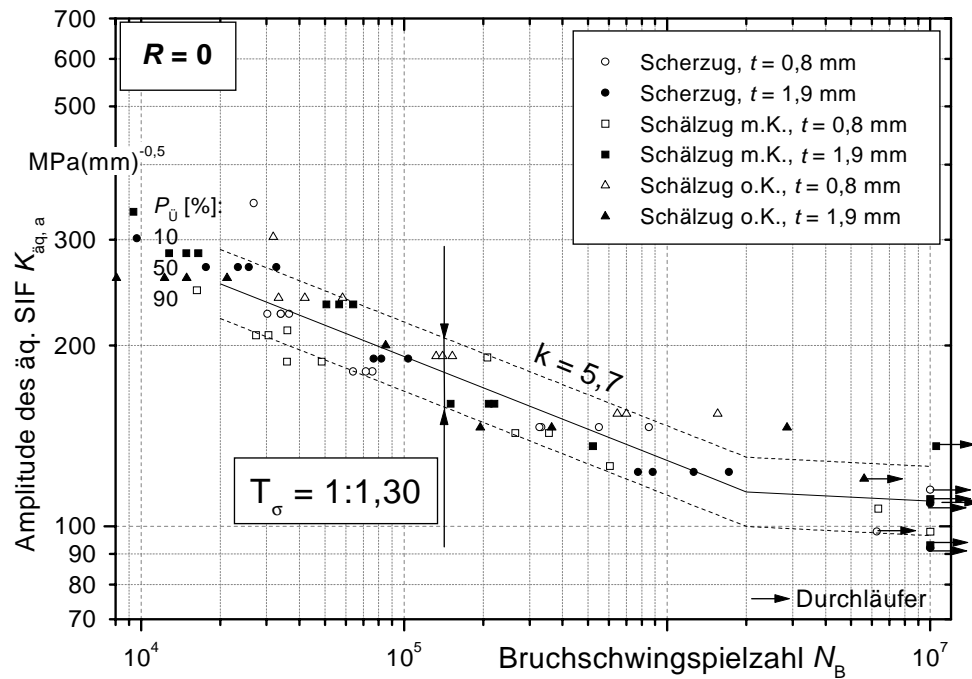


Abbildung 5.15: Zyklisch ertragene korrelierte SIF der Scher- und Schälzugproben

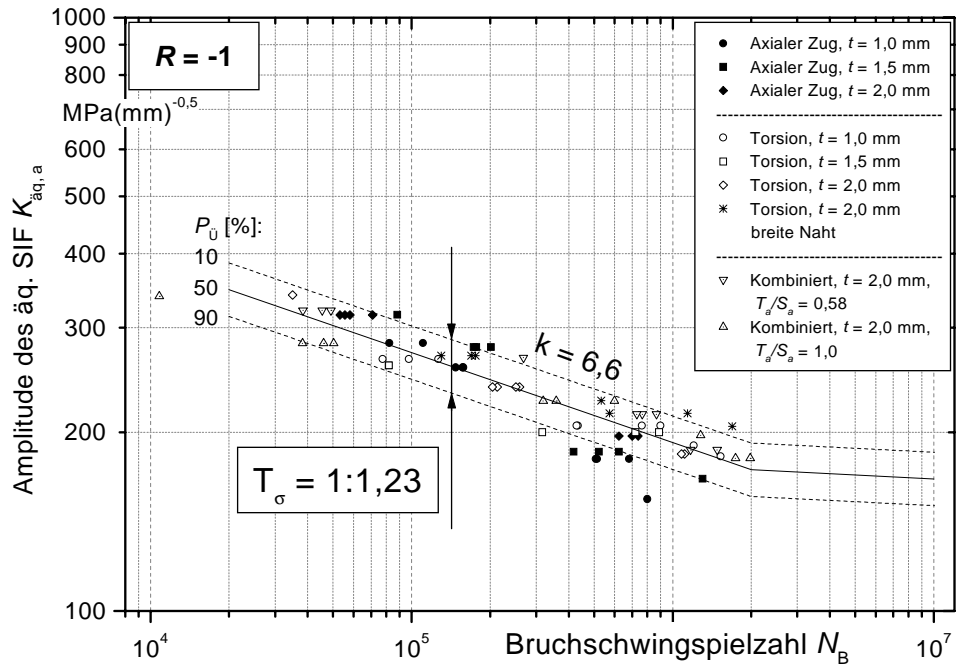


Abbildung 5.16: Zyklisch ertragene korrelierte SIF der Rohrproben

Torsionsbelastung ergibt $A_{33} = 5,3$. Durch die Anpassung aller Koeffizienten sind auch die Rohrproben mit gemischter Beanspruchung sehr gut korreliert. Die Streuspanne der in Abb. 5.16 aufgetragenen äquivalenten SIF-Amplituden beträgt nur $T_K = 1 : 1,23$. Die in Abb. 5.17 dargestellte Abweichungsverteilung unterscheidet nur nach den Wandstärken, die Verteilung nach der Belastungsart ist wegen der Korrelationsrechnungen irrelevant.

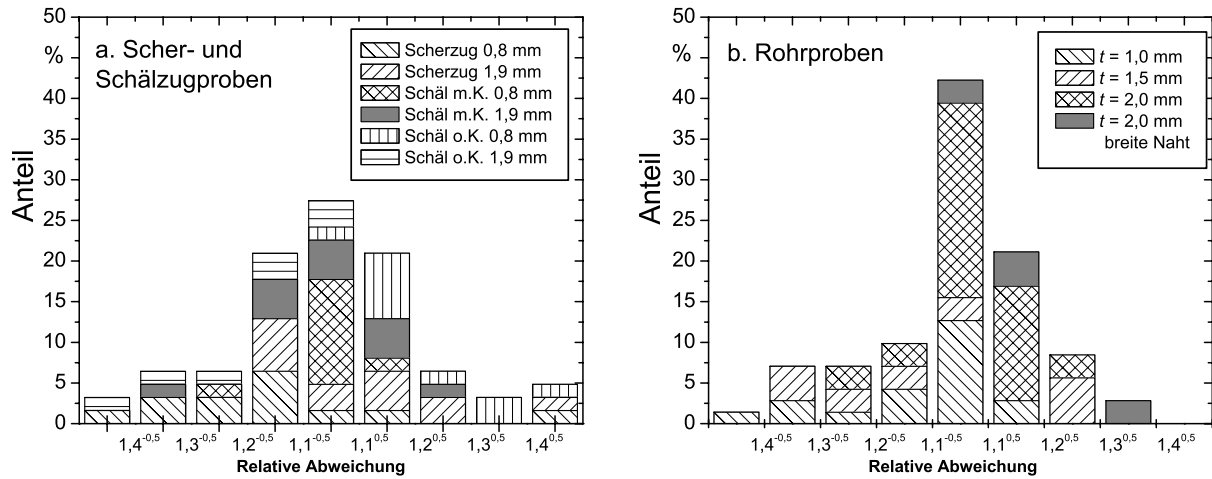


Abbildung 5.17: Verteilung der ertragenen äquivalenten SIF

5.4.3 Bewertung des SIF-Ansatzes

Mit dem Spannungsintensitätsfaktoransatz läßt sich nach Anpassung der Koeffizienten für die Bildung eines äquivalenten SIF nach Gl. 5.21 eine Master-Wöhlerlinie mit sehr geringer Streuspanne ableiten. Beachtenswert ist die gute Einbindung der Rohrproben mit gemischter Beanspruchung.

Allerdings entspricht die Höhe der Koeffizienten nicht den bekannten Werten aus den Betrachtungen des Spannungsfelds oder der Energiefreisetzungsrate. In [RS98] werden für A_{33} Werte von 1 bis 2,27 angegeben, A_{12} ist in den Formeln gänzlich unberücksichtigt. Leider kann A_{22} aus den vorliegenden Versuchsergebnissen nicht direkt abgeleitet werden. Da die Beanspruchbarkeit der Rohrproben und der Scher-/Schälzugproben sich zudem um den Faktor 1,4 unterscheidet, müssen weitere, bisher nicht berücksichtigte Einflüsse unterstellt werden, etwa das Verhältnis K_I/K_{III} und K_{II}/K_{III} . Wegen der im Vergleich zu der (unendlichen) Rißlänge kleinen Abmessungen im Schweißnahtquerschnitt werden

nichtsinguläre Komponenten des Kerbspannungsfelds eventuell unzulässig vernachlässigt. Die Übertragbarkeit ist somit eingeschränkt und kann nur im Sicherheitsbereich nach Abschnitt 5.1 angenommen werden. Die Berechnung der Lebensdauer einer abgestützten Scherzugprobe mit reiner Mode-II-Belastung ist nicht möglich. Aus dem durch Korrelation bestimmten äquivalenten SIF kann die Rißausbreitungsrichtung nicht abgeleitet werden.

5.5 Kerbspannungsansatz

Die vereinfachte Betrachtung der Kerbe an der Fügefläche als Riß führt zu einer stark eingeschränkten Übertragbarkeit. Es bleibt die Alternative, einen endlich großen Radius abzubilden. Ergebnisse an Proben mit definiertem Spalt zeigten, daß die Schwingfestigkeit nicht signifikant von der Spaltweite abhängt und damit die tatsächliche Kerbgeometrie in Grenzen vernachlässigt werden kann [EH01]. Es bietet sich ein elastisches Spannungskonzept mit fiktiv gerundeter Kerbe an.

5.5.1 Modellbildung mit Ersatzkerbe

Die Berechnung der Kerbspannung an den Scher- und Schälzugproben erfolgte analog zu der SIF-Berechnung im ebenen Dehnungszustand unter Verwendung der spezifischen Schnittkräfte aus der Probenmitte. Als Radius der Schlüssellochkerbe wurde $r = 0,05$ mm gesetzt. Da die tatsächliche Kerbe wesentlich kleiner ist, handelt es sich um eine Ersatzkerbe. Eine analytische Untersuchung der Größe des Radius wird im Abschnitt 5.5.4 diskutiert.

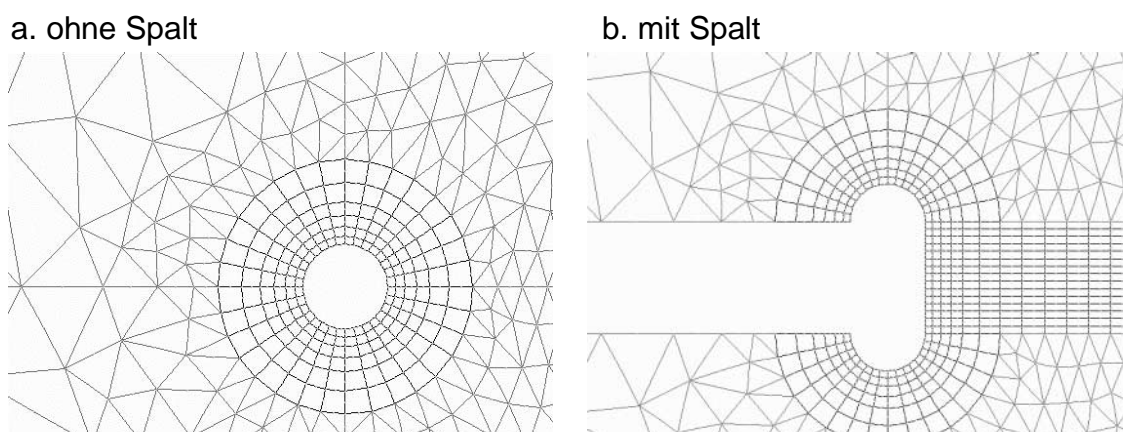


Abbildung 5.18: Vernetzung des Kerbe mit Ersatzradius $r = 0,05$ mm

In der gewählten Modellbildung ist die Kerbe mit 32 Viereckselementen auf dem Umfang mit quadratischen Ansatzfunktionen und einer Seitenlänge von 0,01 mm vernetzt, wie Abb. 5.18 zeigt. Bei den Rohrproben wurde ein Segment mit endlicher, aber kleiner Breite b abgebildet. Die Unabhängigkeit der Spannungskomponenten von der Nahtlängsrichtung wurde durch kinematische Nebenbedingungen in den Schnittflächen senkrecht zur Nahtlängsrichtung implementiert.

Die Spannungsüberhöhung durch die fiktive Kerbe gegenüber der Strukturspannung σ_{st} bzw. Nennschubspannung T kann mit der Kerbzahl K_t charakterisiert werden.

$$K_t = \frac{\sigma_{k,GEH}}{\sigma_{st}} \quad \text{bzw.} \quad K_t = \frac{\sigma_{k,GEH}}{T} \quad (5.22)$$

Aufgrund der Nichtlinearität der Verformung ist die Kerbzahl der Scher- und Schälzugproben von der Belastung abhängig. In Tab. 5.3 sind die Kerbzahlen für die bestimmten Bruchschwingspielzahlen zugeordneten Lasten angegeben. Die Kerbzahlen der Rohrproben sind für den Bereich der untersuchten Belastungen konstant. Da die die Nennschubspannung keinen Spannungsgradienten berücksichtigt wie die Strukturspannung, sind die Kerbzahlen für Torsion höher als für Axialbelastung.

Tabelle 5.3: Kerbzahlen für $r = 0,05$ mm

	Scherzug		Schälzug m. Kontakt		Schälzug o. Kontakt	
Blechdicke	0,8 mm	1,9 mm	0,8 mm	1,9 mm	0,8 mm	1,9 mm
$N = 2 \cdot 10^6$	3,23	3,89	2,73	3,84	2,98	7,90
$N = 2 \cdot 10^5$	3,24	3,99	2,74	3,88	3,00	8,16
$N = 2 \cdot 10^4$	>5,0	4,24	2,75	4,03	3,01	8,36

Rohrproben	Axialbelastung			Torsionsbelastung			
Blechdicke	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm	2,0mm*
$N = 2 \cdot 10^6$	3,48	4,63	5,53	7,21	9,95	11,92	9,52

*breite Naht

Die Änderung der Kerbzahl über die Schwingspielzahl bei den Scherzugproben führt zu einem steileren Verlauf der Wöhlerkurve im Vergleich zur Strukturspannung. Für die Schälzugproben ohne Kontakt der Blechdicke $t = 1,9$ mm, die als einzige in der Fügefläche versagen, ergeben sich deutlich höhere Kerbzahlen als für die anderen Schälzugtypen.

Zur Anwendung des Kerbspannungskonzepts in der vorliegenden Form führten vereinfachte theoretische Vorüberlegungen.

Das Ersatzradiuskonzept nach RADAJ mit $\rho_f = 1$ mm ist auf Feinbleche nicht übertragbar. Die Berechnung dünnwandiger Strukturen erfordert die Verkleinerung des Radius,

wenn die Querschnittsschwächung begrenzt bleiben soll. Die Herleitung des Konzepts aus der Mikrostützwirkung muß zwar aufgegeben werden, kann aber durch den engen Zusammenhang zwischen den Spannungsintensitätsfaktoren und den Kerbspannungen nach CREAGER [CP67] ersetzt werden. Die Ersatzkerbe nähert also die Spannungssingularität der rißartigen Kerbe an. Dabei ist die Tatsache zu berücksichtigen, daß die reale Kerbe nicht unendlich spitz ist. Sie hat eine variable Kerbgeometrie, die sich während der ersten Schwingspiele durch plastisches Fließen ändert. Es ist anzunehmen, daß das Spannungsfeld einer kleinen Ersatzkerbe das wahre Spannungsfeld besser annähert als dies mit Spannungsintensitätsfaktoren der Fall ist. Es ist zu erwarten, daß mit dem Kerbspannungskonzept mit Ersatzradius $r = 0,05$ mm ähnlich gute Ergebnisse wie für Punktschweißverbindungen in [ZR00] zu erzielen sind, wie bereits in den Voruntersuchungen bestätigt [ES01]. Als relevante Vergleichsspannung wird in der vorliegenden Untersuchung die maximale Spannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (v. MISES-Spannung) im Kerbgrund verwendet, da die Hauptspannungsrichtungen konstant bleiben.

5.5.2 Zyklisch ertragbare Kerbspannungen

Die ertragbaren Kerbspannungen wurden mit den spezifischen Schnittspannungen aus der linear-elastischen, der nichtlinear-elastischen und der plastischen Berechnung der Probenverformung bestimmt. Abb. 5.19 zeigt, daß sich bei Vernachlässigung des plastischen Werkstoffverhaltens kein einheitliches Streuband einstellt.

In Abb. 5.20 sind die Ergebnisse aufgetragen, die mit Berücksichtigung des Einflusses plastischer Verformung auf die spezifischen Schnittkräfte an der Naht berechnet wurden. Es zeigt sich eine einheitliche Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,32$, die die oben angestellten Überlegungen rechtfertigt. Die Analyse der Verteilung der ertragenen Kerbspannungen in Abb. 5.22 ergibt annähernd eine Normalverteilung, die unabhängig von der Blechdicke und der Belastungsart ist.

Weiter lohnt sich eine Betrachtung der Orte der maximalen Vergleichsspannung in der Kerbe. Die Rißrichtungen für die Scherzugproben und die Schälzugproben mit Kontakt werden damit zutreffend identifiziert. Bei den Schälzugproben ohne Kontakt ist die Kerbspannung im Umfang weitgehend konstant, so daß Versagen sowohl in der WEZ als auch in der Fügefläche möglich ist.

Die Versuchsergebnisse der Rohrproben lassen sich ebenfalls auf ein einheitliches Streuband zurückführen, Abb. 5.21. Die Streuspanne beträgt nur $T_\sigma = 1 : 1,28$.

Die Analyse der Verteilungen in Abb. 5.23 ergibt wieder eine weitgehende Normalvertei-

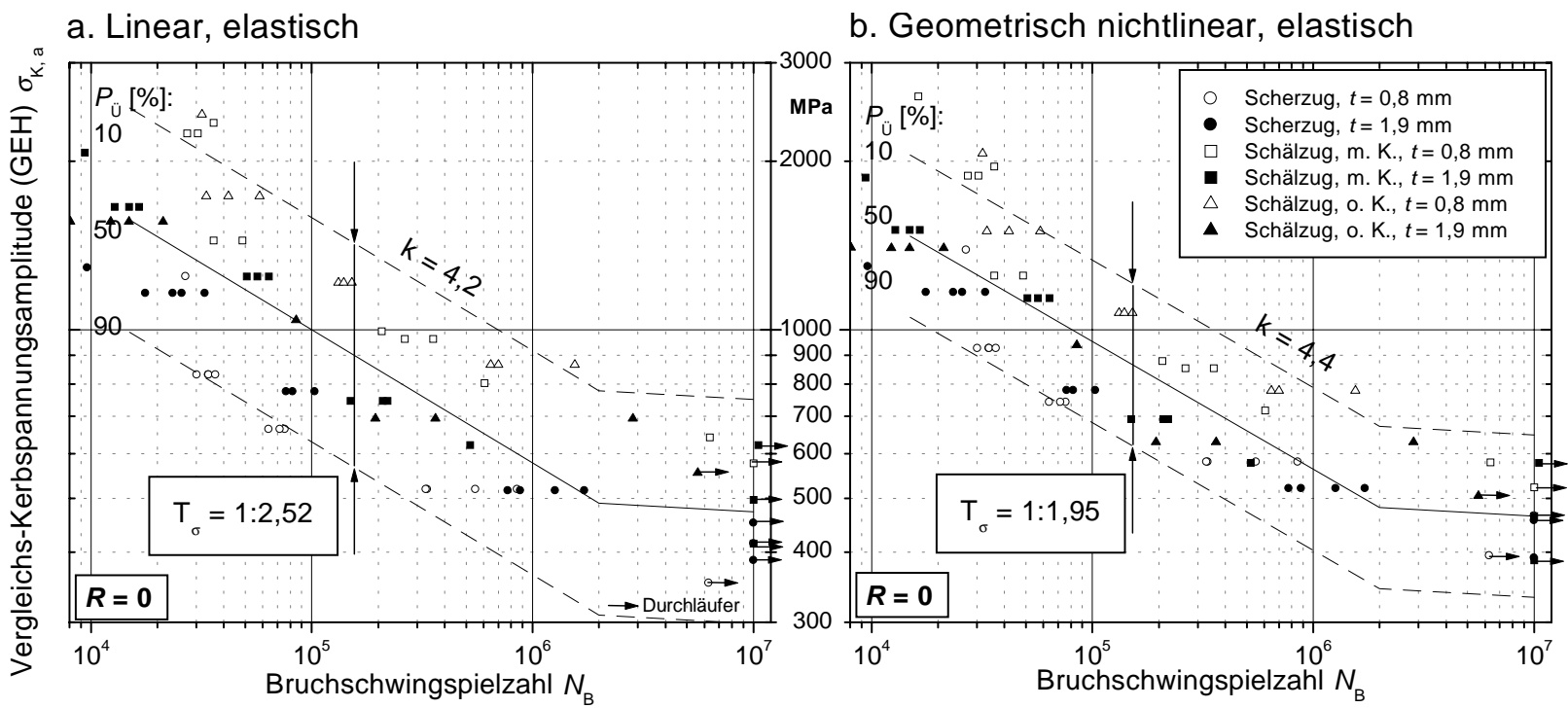


Abbildung 5.19: Zyklisch ertragene Kerbspannungen der Scher- und Schälzugproben mit elastischer Berechnung der Eingangsgrößen

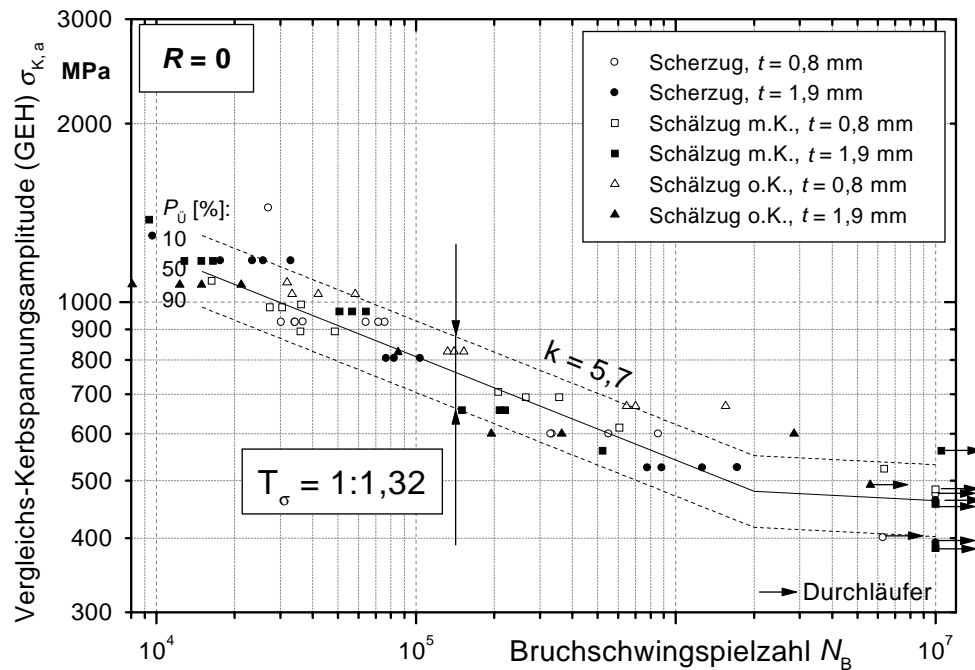


Abbildung 5.20: Zyklisch ertragene Kerbspannungen der Scher- und Schälzugproben.

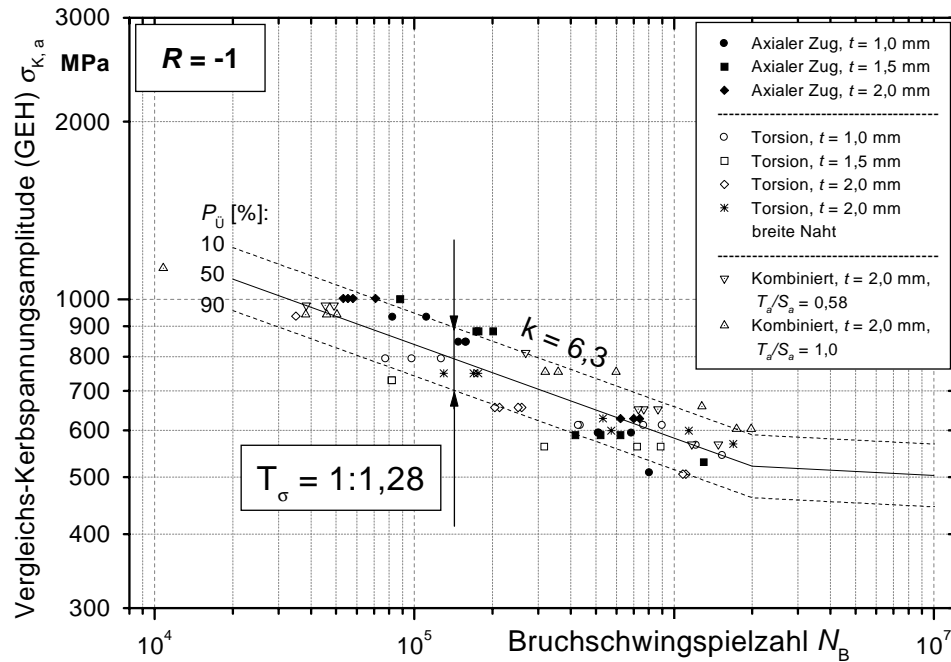


Abbildung 5.21: Zyklisch ertragene Kerbspannungen der Rohrproben

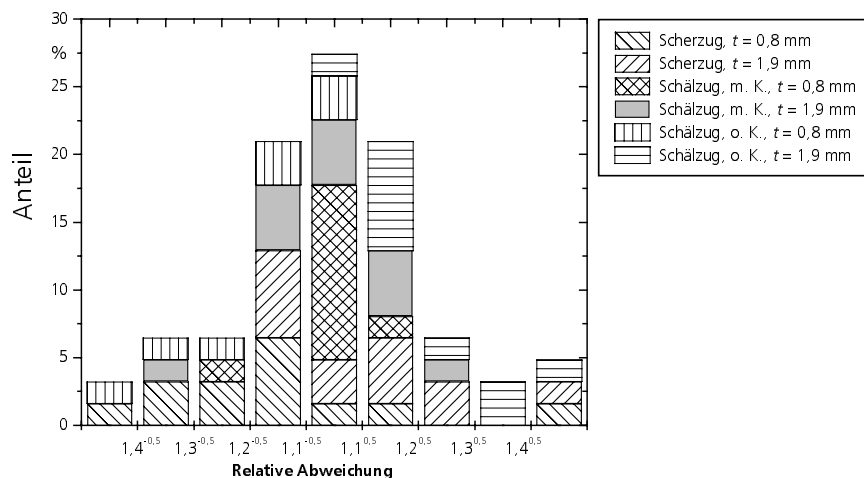


Abbildung 5.22: Verteilung der ertragenen Kerbspannungen der Scher- und Schälzugproben

lung. Ein Wandstärkeneinfluß kann nicht beobachtet werden. Es ist lediglich eine gewisse Abhängigkeit von der Belastungsart vorhanden, da die kombiniert belasteten Proben eine geringfügig höhere Beanspruchbarkeit haben.

Das Versagen tritt bei Axialbelastung im Versuch im Aussenrohr ein (vgl. Abb. 4.12). Die Berechnung ergibt jedoch, daß die höchste Vergleichsspannung am Innenrohr wirksam ist. Die Rißausbreitungsrichtung senkrecht zum Rohr stimmt mit der Lage des Spannungsmaximums der betroffenen Kerbe überein. Bei den Torsionsproben zeigt sich eine relativ konstante Spannungsverteilung in der Kerbe, so daß keine Aussage über die Rißausbreitungsrichtung getroffen werden kann. Bei den kombiniert belasteten Proben führt der Axialanteil dazu, daß die höchste Kerbspannung in Richtung der Wandstärke auftritt, in Übereinstimmung mit der Orientierung der Bruchlagen im Versuch.

5.5.3 Bruchmechanische Interpretation

Die ausgesprochen guten Ergebnisse mit dem Kerbspannungskonzept erfordern weitere theoretische Überlegungen, gerade auch im Hinblick auf die unterschiedliche Größe des Ersatzradius im Vergleich zum Ansatz nach RADAJ.

Durch eine fiktive Rundung der Kerbspitze mit Krümmungsradius ρ kann der Spannungsintensitätsfaktor K_i der unendlich scharfen Kerbe angenähert werden, wenn die beiden anderen Komponenten jeweils null sind:

$$K_i = f_i^* \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_k^* \sqrt{\pi \rho} \quad \text{mit} \quad K_j = 0 \quad \text{für alle} \quad j \neq i \quad (5.23)$$

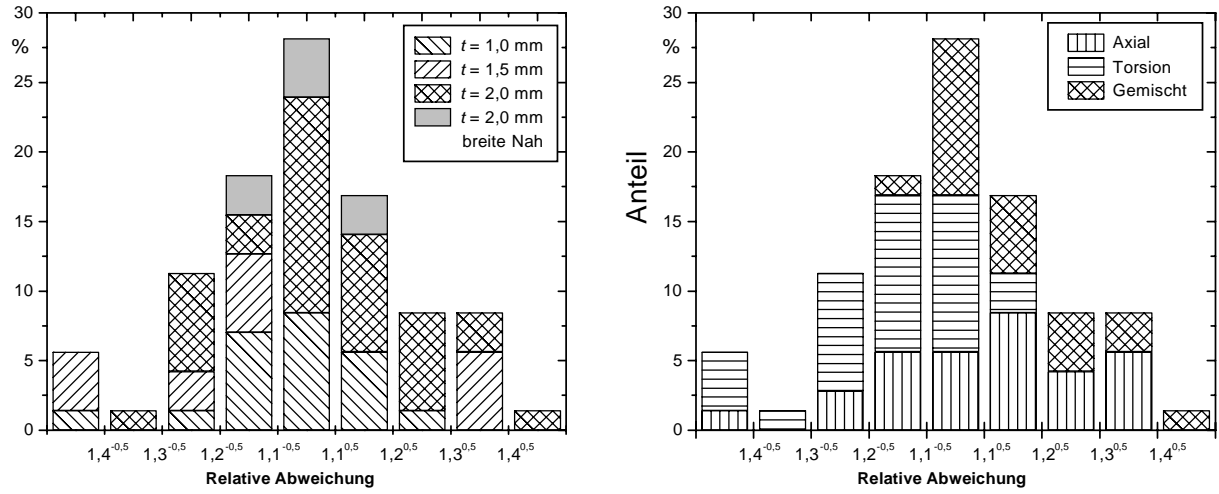


Abbildung 5.23: Verteilung der ertragenen Kerbspannungen der Rohrproben

Dabei ist f_i^* eine konstante Funktion, die durch die gewählte Komponente des SIF sowie den Ort der betrachteten Spannung σ_k^* festgelegt wird.

Aus den Formeln für die Berechnung der Spannungskonzentrationen für tiefe, scharfe elliptische Kerben ergeben sich die Spannungsintensitätsfaktoren aus der maximalen Hauptspannung σ_I bzw. Schubspannung τ_{max} in der Kerbe:

$$K_I = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{1}{2} \sigma_I \sqrt{\pi \rho} \quad (K_{II} = K_{III} = 0) \quad (5.24)$$

$$K_{II} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \sigma_I \sqrt{\pi \rho} \quad (K_I = K_{III} = 0) \quad (5.25)$$

$$K_{III} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \tau_{max} \sqrt{\pi \rho} \quad (K_I = K_{II} = 0) \quad (5.26)$$

Die max. Hauptspannung nach Gl. 5.25 tritt nicht in der Rißebene auf. Bezogen auf den Krümmungsradius ρ^* am Ort der max. Hauptspannung haben [RZ93] abgeleitet:

$$K_{II} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{1}{1,682} \sigma_I \sqrt{\pi \rho^*} \quad (K_I = K_{III} = 0) \quad (5.27)$$

Bei einer gemischten Beanspruchung müssen, um die Anteile der Komponenten zu identifizieren, mehrere Spannungskomponenten und Orte betrachtet werden. Ziel ist es freilich nicht, aus den Kerbspannungen in der Ersatzkerbe der gewählten Modellierung die Spannungsintensitätsfaktoren herzuleiten, diese sind vielmehr in Abschnitt 5.4 berechnet worden.

Der grundlegende Unterschied zwischen dem SIF-Ansatz und dem Kerbspannungsansatz ist die Querschnittsschwächung, die durch die Kerbe verursacht wird. Über sie fließen

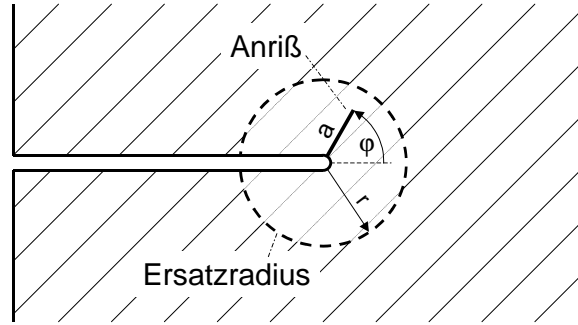


Abbildung 5.24: Anrißersatzkerbe

nichtsinguläre Spannungsanteile sowie eine Verringerung des Widerstandsbiegemoments in die lokale Beanspruchung ein.

In [RZ93] deuten RADAJ&ZHANG die Möglichkeit an, eine Schwächung der Komponente durch eine fiktive Schlüsselochkerbe dahingehend zu interpretieren, daß diese eine Rißverlängerung a abbildet, die in Richtung des Orts der max. Hauptspannung geknickt ist, dargestellt in Abb. 5.24. Dieser Ansatz wird weiterverfolgt und zusätzlich folgende Annahmen getroffen:

1. Die Beanspruchung an der Spitze des geknickten, die Schwingfestigkeit bestimmenden Risses weist keine Mode-II Komponente auf.
2. Die Konvergenz der Kerbspannung gegen den Spannungsintensitätsfaktor reicht für verschiedene Winkel φ im Bereich der Größe der betrachteten Ersatzradien r aus, um die Einflüsse aus Last und Geometrie auf den SIF abzuschätzen.

Die Beanspruchung des verlängerten Risses setzt sich am Ort der Betrachtung φ aus Mode-I und Mode-III zusammen. Aus der Zerlegung des Lastfalls an der zweidimensional belasteten Naht (vgl. Tab. 5.1) resultiert, daß die max. Haupt- bzw. Schubspannung jeweils in der Querschnittsebene wirkt. Aus den Komponenten der Kerbspannung kann für die Spitze des Anrisses der Länge a gefolgert werden:

$$K_I \sim \sigma_\varphi \sqrt{\pi \rho} \quad (5.28)$$

$$K_{III} \sim \tau_{\varphi z} \sqrt{\pi \rho} \quad (5.29)$$

Unter der Voraussetzung, daß Gl. 5.24 bis 5.26 gelten und daß der Ersatzradius r dem Krümmungsradius ρ entspricht, kann gesetzt werden:

$$\frac{\sigma_\varphi}{2K_I} = \frac{\tau_{\varphi z}}{K_{III}} = \text{konst.} \quad (5.30)$$

Die größte Rißspitzenbeanspruchung ergibt sich für EDZ-Belastung in die Richtung der max. Hauptspannung σ_I bzw. für NES-Belastung in die Richtung der maximalen Schubspannung $\tau_{\varphi z \max}$ in der Kerbe.

Für die Bildung eines Beanspruchungskennwerts muß die Hypothese die Mode-I (EDZ) und die Mode-III (NES) Beanspruchungen vergleichen. Das erfolgt nach dem verwendeten Kerbspannungskonzept auf der Basis der Vergleichsspannung nach v. Mises. Am Kerbrand berechnet sich diese im Kerbkoordinatensystem zu:

$$\sigma_{V,GEH} = \sqrt{\frac{1}{2} [\sigma_{\varphi}^2 + (\sigma_{\varphi} - \sigma_z)^2 + \sigma_z^2 + 3\tau_{\varphi z}^2]} \quad (5.31)$$

Aufgrund des festen Zusammenhangs zwischen der Nahtlängsspannung und den Querschnittsspannungen von $\sigma_z = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ ergibt sich vereinfacht:

$$\sigma_{V,GEH} = \sqrt{\sigma_{\varphi}^2 (1 - \nu + \nu^2) + 3\tau_{\varphi z}^2} \quad (5.32)$$

Mit Gl. 5.30 und unter der Bedingung, daß $K_{\ddot{a}q} = K_I$ für reine Mode-I-Beanspruchung ist, kann Gl. 5.31 als Ausdruck der Spannungsintensitätsfaktoren umgeschrieben werden:

$$K_{\ddot{a}q} = \sqrt{K_I^2 + \frac{3}{4(1 - \nu + \nu^2)} K_{III}^2} \quad (5.33)$$

Die Vergleichshypothese vereinfacht sich mit $\nu = 0,3$ zu:

$$K_{\ddot{a}q} = \sqrt{K_I^2 + 0,95 K_{III}^2} \quad (5.34)$$

Dies entspricht dem von SIH formulierten Kriterium mit Koeffizienten $A_{33} = 0,95$ statt 1,4 [RS98], da $K_{II} = 0$ vorausgesetzt wurde:

$$K_{\ddot{a}q, Sih} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + A_{33} K_{III}^2} \quad (5.35)$$

Die Kennwertbildung über der Vergleichsspannung nach der GEH im Anrißersatzradius entspricht also der einer Mixed-Mode-Vergleichshypothese für den fiktiven Anriß. Nur für diesen kann die Annahme zutreffen, daß die Mode-II-Komponente des SIF nicht vorhanden ist ⁵.

⁵RADAJ&ZHANG benutzen in [RZ93] eine umgekehrte Vorgehensweise, um die Vergleichsspannung nach v. Mises als Beanspruchungskriterium für die fiktiv gerundete Kerbe abzuleiten. Der grundlegende Unterschied besteht in der Tatsache, daß bei RADAJ&ZHANG die Ersatzkerbe zur Berechnung der über die Mikrostützlänge gemittelten Spannung nach Neuber eingeführt wird und nicht um die tatsächliche Schwächung durch einen Anriß abzubilden. Entsprechend bezieht sich ihr Vergleichskriterium auf die Ausgangsgeometrie und die nicht notwendigerweise zutreffende Annahme von Rißfortschritt in die Richtung $\varphi = 0$. Für die Spannungsmittelung muß der Einfluß des Spannungszustands auf die Kerbspannung berücksichtigt werden, was die Zusammenhänge deutlich verkompliziert. Die Anrißersatzinterpretation vermeidet diese Probleme.

5.5.4 Anrißrichtung und Größe des Ersatzradius

Das Kerbspannungskonzept mit Ersatzradius erlaubt eine Aussage über die Richtung der Rißbildung. Sie tritt in Richtung der maximalen Spannung nach von Mises in der fiktiven Kerbe ein. Tab. 5.4 stellt den berechneten Orten die im Versuch aufgetretenen Rißlagen gegenüber.

Tabelle 5.4: Richtung der Anrißbildung.

Blechdicke	t	Scherzug		Schälzug m. Kontakt		Schälzug o. Kontakt	
		0,8 mm	1,9 mm	0,8 mm	1,9 mm	0,8 mm	1,9 mm
Versuch	φ	90°	90°	90°	90°	90°	0°
Rechnung	φ	87°	84°	80°	84°	0°	0°

Die Anrißersatzinterpretation des Kerbspannungskonzepts fordert, daß der Anriß in der Richtung entsteht, in der die maximale Vergleichsspannung in der Ersatzkerbe auftritt. Dies wird im folgenden für die Schälzugproben überprüft. Mit dem Programm Franc2D wurden die Risse im Winkel $\varphi = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ und 90° zur Fügefläche berechnet [Waw93]. Da die Anrisse in Wechselwirkung mit der Schweißnahtbelastung stehen, ist die korrekte Ableitung der Schnittkräfte an der Schweißnaht problematisch. Vereinfacht wurden die nach der Ingenieursformel berechneten Werte benutzt. An der Anrißspitze treten die Mode-I- und die Mode-II-Komponente des SIF auf. Aus Gründen der Analogie zur Energiefreisetzungsbetrachtung ist der Vergleich auf Basis des äquivalenten SIF nach Gl. 2.9 sinnvoll.

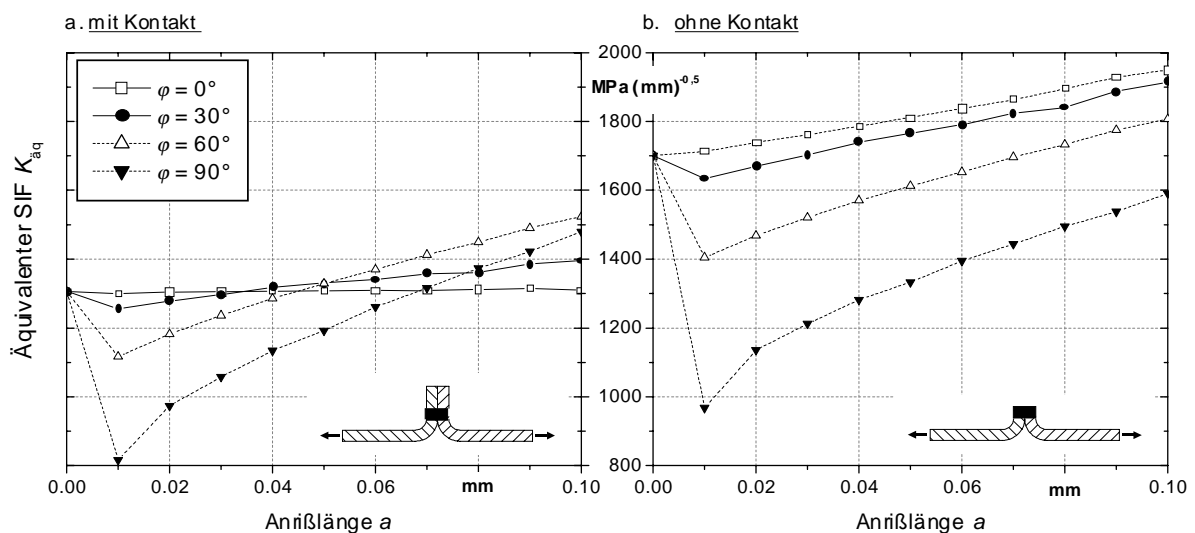


Abbildung 5.25: Anriß-Spannungsintensitätsfaktoren für die Schälzugprobe, $t = 0,8$ mm

In Abb. 5.25 sind die Anriß-SIF für die Schälzugproben der Blechdicke $t = 0,8$ mm dargestellt. Ab einer gewissen Rißlänge ($a \approx 0,05$ mm) ist die Beanspruchung eines Risses, der aus der Fügefläche der Probe mit Kontakt herauswächst ($\varphi > 0$), größer als der des gleich langen Risses in der Fügefläche ($\varphi = 0$). Diesen Verlauf verursachen die nichtsingulären Komponenten des Spannungsfeldes. Mit dem höheren SIF sind höhere potentielle Energiefreisetzungsraten verbunden. Da der Werkstoff in unmittelbarer Umgebung der Rißspitze plastisch fließt, ist es durchaus möglich, daß der Riß eine kritische Länge überbrücken kann. Bei der Probe ohne Kontakt ist der Riß mit $\varphi = 0$ immer am stärksten belastet, Versagen müßte hier in der Fügefläche erfolgen.

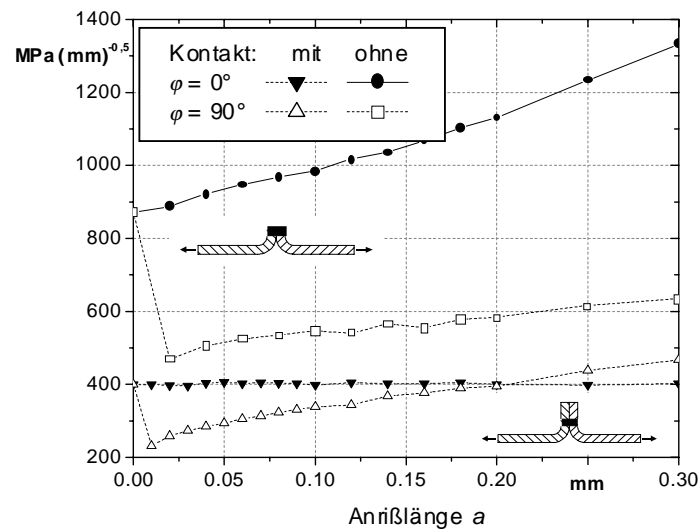


Abbildung 5.26: Anriß-Spannungsintensitätsfaktoren für die Schälzugprobe, $t = 1,9$ mm

Leider verhalten sich die tatsächlichen Risse anders, beide Varianten der dünnen Schälzugprobe versagen in der WEZ. Als Grund ist wahrscheinlich, daß die dünnen Proben nicht unmittelbar an der Schweißnaht getrennt wurden, sondern in einem gewissen Abstand dahinter. Dadurch ist noch ein gewisse Abstützung vorhanden. Allerdings tritt das Phänomen an der dicken Schälzugprobe auf, die mit Kontakt teilweise in der WEZ ($\varphi = 90^\circ$) versagt, ohne Kontakt jedoch ausschließlich in der Fügefläche ($\varphi = 0^\circ$). In Abb. 5.26 sind die Spannungsintensitätsfaktoren für beide Pfade aufgetragen. Ein höherer Spannungsintensitätsfaktor als für den Riß in der Fügefläche stellt sich für $\varphi = 90^\circ$ erst ab $a = 0,20$ mm ein. Bei einer Anrißlänge von $a = 0,05$ mm ist die Kerbspannung in der Fügefläche am größten.

Da die Kerbspannungen die Verhältnisse der hier berechneten Anriß-SIF nicht exakt wie-

dergeben, sind die ermittelten Anrißrichtungen nicht identisch. Nach dem Kerbspannungskonzept wird die Anrißrichtung bis auf die dünne Schälzugprobe ohne Kontakt richtig bestimmt. Bei letzterer ist die Spannung in der Kerbe auf dem Umfang allerdings nahezu konstant, so daß Anriß in allen Richtungen erfolgen kann. Somit ist der Kerbspannungsansatz *konzeptionell* in der Lage, die bei den Schälzugproben beobachteten Anrißrichtungen zu erklären.

Aus den ertragbaren SIF der Anrisse kann theoretisch die schwingfestigkeitswirksame Größe r des fiktiven Kerbradius abgeleitet werden. Die vorliegenden Ergebnisse führen aber zu keinem eindeutigen Ergebnis. Bei den dünnen Schälzugproben müsste $r > 0,05$, bei den dicken Scherzugproben $r > 0,2$ mm sein, um Rißbildung in Blechdickenrichtung (WEZ) zu begründen.

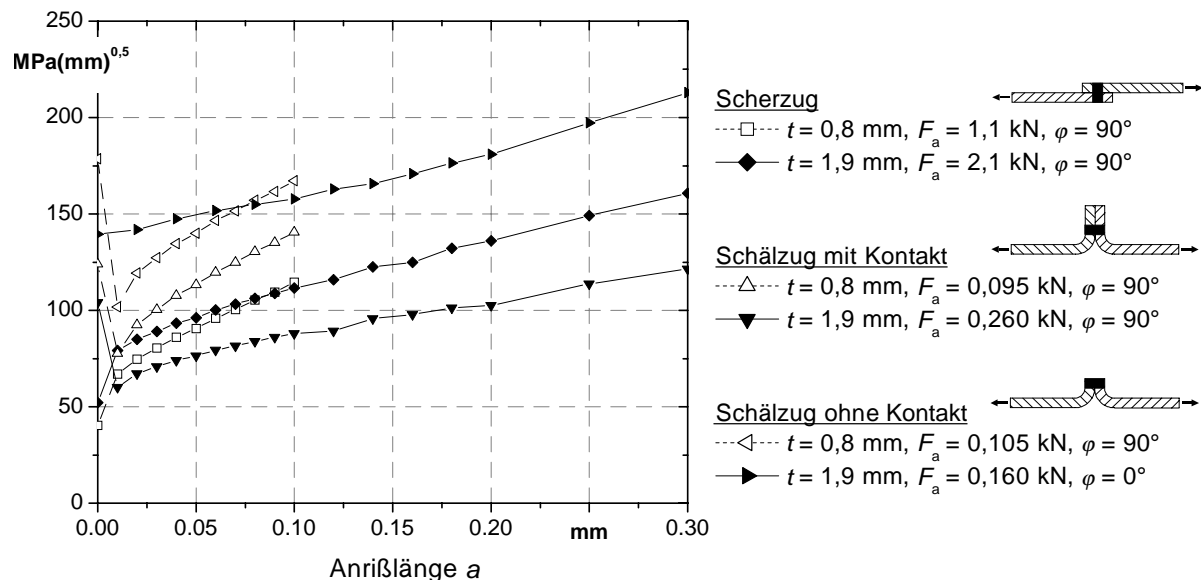


Abbildung 5.27: Anriß-Spannungsintensitätsfaktoren für die tatsächlichen Rißlagen

Eine Ableitung des Ersatzradius kann weiter aus den ertragenen SIF für die tatsächlichen Anrisse erfolgen. Beim schwingfestigkeitswirksamen Radius der fiktiven Kerbe müßte die Rißspitzenbeanspruchung für alle Proben gleich sein. Abb. 5.27 stellt die äquivalenten Spannungsintensitätsfaktoren an der Anrißspitze für eine Belastung dar, die zu einer Lebensdauer von $N_B = 1 \cdot 10^6$ führt. Ein eindeutiger Schnittpunkt aller Verläufe der Anriß-SIF zeichnet sich nicht ab. Lediglich die Kurven für die beiden Blechdicken der Scherzugproben schneiden sich bei etwa $a = 0,07$ mm, ebenso die der Schälzugproben mit Kontakt.

Die Untersuchung der Anriß-SIF erlaubt mit den getroffenen Lastannahmen keine Ableitung einer effektiven Anrißlänge. Der Vergleich der sich abzeichnenden Tendenzen läßt aber auf eine wirksame Anrißlänge von etwa $r = 0,1$ mm schließen. Diese ist größer als der verwendete Wert des Ersatzradius von $r = 0,05$ mm. Die Verwendung eines größeren Ersatzradius würde jedoch zu einer ungenaueren Annäherung der Anriß-SIF führen und zu stärkerer Wechselwirkung mit der Blechdicke. Der Ersatzradius $r = 0,05$ mm ist daher ein Kompromiß zwischen notwendiger Darstellung des Singularitätsverhaltens mit Hilfe einer hohen Kerbkrümmung und ausreichender Abbildung der mit $a = 0,1$ mm abgeschätzten effektiven Anrißlänge.

Bei den Rohrproben stimmen die Rißlagen aus Berechnung und Versuch nicht überein. Der Riß im Außenrohr unter axialer Belastung muß durch die Werkstoffeigenschaften nach dem Schweißen bedingt sein, da jedes spannungsmechanische Kriterium mit homogenen Werkstoffverhalten zu einem Riß ins Innenrohr führt. Durch den signifikanten Kohlenstoffgehalt wirkt sich aber der höhere Energieeintrag in die obere Komponente stärker auf die Werkstoffeigenschaften aus als das beim DC 04 der Fall ist. Die tatsächliche Beanspruchbarkeit im Außenrohr braucht aber nur um 5% niedriger als im Innenrohr zu sein, um das Anrißverhalten zu erklären, da sich die Beanspruchungen max. im Verhältnis der Rohrdurchmesser $D_a/D_i \approx 1,045$ unterscheiden. Aufgrund dieser grundlegenden Unzulänglichkeit des Kerbspannungskonzepts wird auf eine weitere Betrachtung des Anrißortes bei den Rohrproben verzichtet.

5.5.5 Bewertung des Kerbspannungsansatzes

Der Ansatz der fiktiven Rundung der rißartigen Kerbe mit dem Ersatzradius $r = 0,05$ mm und die Berechnung der Vergleichsspannung nach v. Mises führt zu einer eindeutigen Master-Wöhlerlinie. Im Gegensatz zum bruchmechanischen Ansatz ergibt sich für Rohr- und Blechproben der gleiche Zusammenhang zwischen Beanspruchbarkeit und Bruchschwingungszahl. Die beiden Master-Wöhlerkurven fallen zusammen, dargestellt in Abb. 5.28. Dies bestätigt die Annahme aus Abschnitt 4, daß kein Mittelspannungseinfluß vorliegt. Das ist aufgrund der eingeschränkten Zugfestigkeit der Werkstoffe, der Wirksamkeit von scharfen Kerben und der Analyse der Bruchflächen durchaus plausibel. Ebenfalls dargestellt sind die ertragenen Kerbspannungen der Hutprofilproben nach [ES01], die in etwa in das ermittelte Steuband fallen.

Die Gesamtstreuspanne aller Proben beträgt $T_\sigma = 1 : 1,30$ und ist nur unwesentlich höher als die Streuspannen der einzelnen Versuchsreihen mit $T_\sigma = 1 : 1,25$. Die Gleichung der

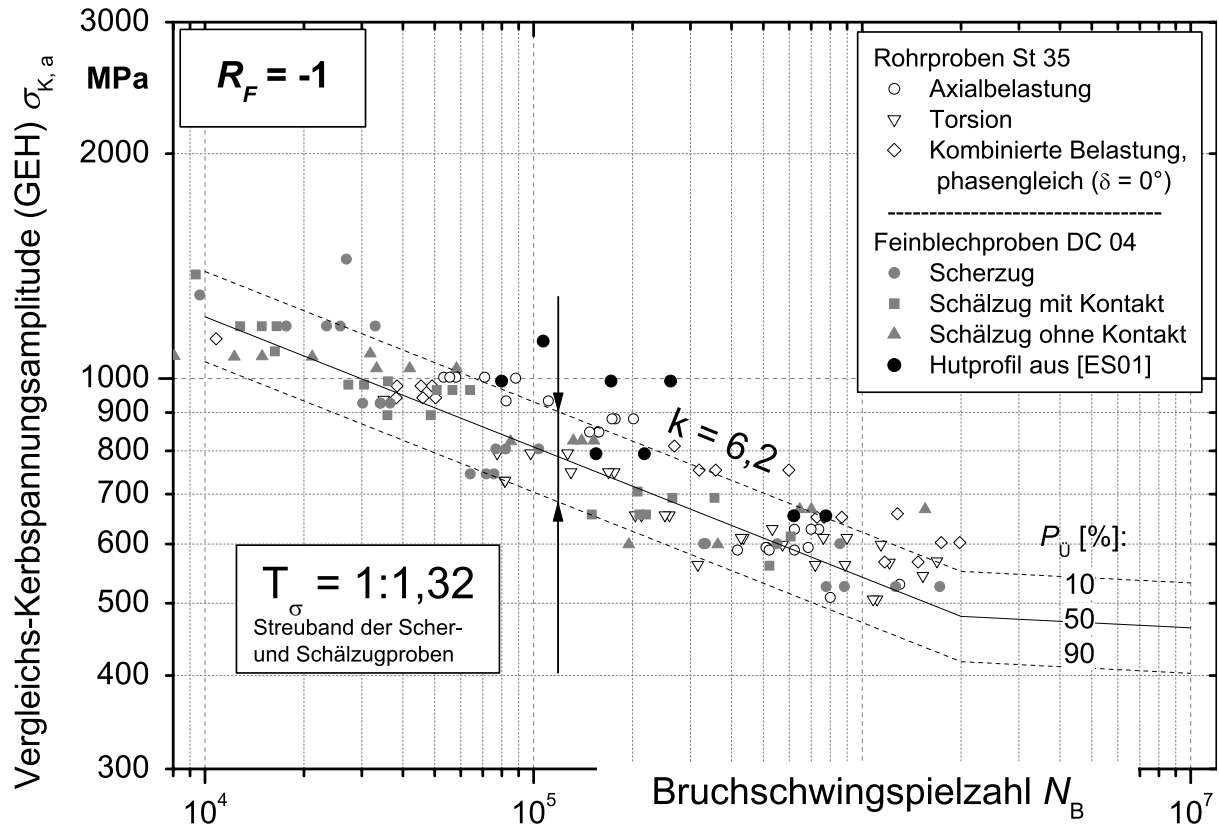


Abbildung 5.28: Ertragbare Kerbspannungen aller untersuchten Proben und Werkstoffe

Master-Wöhlerkurve aller untersuchten Stahlwerkstoffe lautet:

$$\sigma_{st, \text{Stahl}}^* (P_{\ddot{U}} = 50\%) = 5383,4 \text{ MPa} \cdot N_{B,165}^{-\frac{1}{6}} \quad \text{mit } T_{\sigma} = 1 : 1,30 \quad (5.36)$$

Die Versuche sind bezüglich der Master-Wöhlerlinie normalverteilt. Die geringe Streubreite des Kerbspannungskonzepts ergibt sich *a priori*, d.h. der Ansatz selbst bedingt das sehr gute Ergebnis, im Gegensatz zum bruchmechanischen Betrachtung der rißartigen Kerbe, die im wesentlichen auf der Anpassung der Koeffizienten nach den Versuchsergebnissen beruht.

Der Kerbspannungsansatz in der vorgestellten Form hat damit die höchste Übertragbarkeit der untersuchten Konzepte: Abhängigkeit von der Belastungsart, nichtsinguläre Spannungsterme und Anrißrichtung werden direkt berücksichtigt. Die hohe innere Konsistenz des Konzepts erlaubt die Anwendung für alle Belastungsarten, niederfeste Stähle und Blechdicken $t < 3 \text{ mm}$. Dazu kommt die unproblematische Berechnung des Beanspruchungskennwerts bei vom Ideal abweichender Kerbgeometrie (vgl. Abb. 5.18.b) und kombinierten Belastungsarten.

Die abgeleitete Beanspruchung beschreibt im Sinn der bisherigen Argumentation den Zustand *nach* der Anrißbildung. Tatsächlich aber wurde das Konzept zur Bestimmung der *Anrißlebensdauer* selbst verwendet. Die Lage des Anrisses, die zur höchsten Beanspruchung führt, hängt eng zusammen mit der Lage, wo bei Anrißbildung die größte Energie freigesetzt wird. Es müßte eigentlich die Beanspruchung in geeigneter Weise über die Anrißlänge integriert werden. Ein linearer Zusammenhang zwischen Beanspruchung des Anrisses und Energiefreisetzung kann aber vereinfacht angenommen werden. Nach dieser Interpretation ist die Energiefreisetzung über eine spezifische Anrißlänge für die Schwingfestigkeit der Verbindung maßgeblich.

Für eine weitere Präzisierung der Ergebnisse könnten die plastischen Dehnungen im Kerbgrund berücksichtigt werden. Deren Berechnung ist aus mehreren Gründen problematisch. Zum einen müßten die plastischen Werkstoffeigenschaften in der Schweißnaht aus den Härteverläufen abgeschätzt werden, zum anderen ist die Kerbgeometrie geeignet abzubilden und der Ort der maßgeblichen Dehnungen zu definieren. Die Summe der notwendigen Vereinfachungen würde die Aussagekraft plastisch berechneter Kerbdehnungen erheblich einschränken. Da der Aufwand beträchtlich und der mögliche Gewinn gering ist, schließlich liefert das elastische Kerbspannungskonzept hinreichend gute Ergebnisse, ist auf eine derartige Berechnung verzichtet worden. Daß eine elastisch-plastische Berechnung für bestimmte laserstrahlgeschweißte Verbindungen trotzdem zielführend sein kann, hat [Sch02] mit fiktiv gerundeter Kerbe und Anwendung des Uniform-Material-Law nach [BS90] gezeigt.

In einem weiteren Ausblick bietet das Kerbspannungskonzept die Möglichkeit der Anwendung von Hypothesen der mehrachsialen Betriebsfestigkeit [Son01a].

6 Feinblechverbindungen aus Aluminium

Aluminium gewinnt in der Automobilindustrie als Werkstoff für Karosserie und Fahrwerksteile zunehmend an Bedeutung. Die Fügbarkeit ist aber eingeschränkter als bei Stahl, insbesondere beim Punktschweißen werden nur kurze Elektrodenstandzeiten erreicht. Eine Alternative ist das Laserstrahlschweißen. Bei der Space-Frame-Technologie ist es sogar notwendig, weil für das Aufbringen der Außenhaut auf dem Rahmen aus Hohlprofilen keine beidseitige Zugänglichkeit vorhanden ist.

Für die funktionsgerechte Auslegung einer Karosserie aus Aluminium ist die Fügetechnik auf die jeweilige Legierung abzustimmen. Daher war es Gegenstand eines Verbundprojekts des Bundesministeriums für Wissenschaft, Forschung und Technologie (BMFT), das Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen sowohl unter verfahrensspezifischen Randbedingungen als auch unter dem Aspekt des Leichtbaus zu qualifizieren, um diese innovative Fügetechnologie für die (Fahrzeugbau-)Industrie nutzbar zu machen [KSP00]. Im Rahmen dieses Projekts wurden Schwingfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt, die zur Ableitung eines Berechnungskonzepts verwendet werden können.

Stand der Technik zur Bemessung von lasergeschweißten Aluminiumfeinblech ist der Strukturspannungsansatz (vgl. Abschnitt 2). Offene Punkte bezüglich der Übertragbarkeit zyklischer Kennwerte aus dem Versuch sind, wie beim Stahl, der Skalierungseffekt an Überlappverbindungen sowie zusätzlich der Einfluß von Werkstoffimperfektionen. Die umfangreichen Versuchsergebnisse aus [KSP00] werden deshalb in der vorliegenden Arbeit unter Verwendung der für laserstrahlgeschweißte Feinbleche aus Stahl entwickelten Berechnungskonzepte neu ausgewertet.

Zur Identifikation der grundlegenden Eigenschaften des Werkstoffs im Schweißzustand unter zyklischer Belastung wird eine Auswahl der in [KSP00] getesteten Stumpfstoßverbindungen untersucht. Die Überlappstöße werden nach dem Strukturspannungskonzept und dem Kerbspannungskonzept mit kleiner Ersatzkerbe ausgewertet. Nicht zur Auswertung geeignet sind die ebenfalls im Versuchsumfang vorhandenen Kehlnähte, da es nicht möglich war, die maßgebliche Querschnittsgeometrie eindeutig festzulegen. Sie ist zu stark abhängig von Prozeßfluktuationen.

6.1 Experimentelle Grundlage

6.1.1 Ursprüngliches Forschungsprojekt

Die Auswahl der Schweißparameter im ursprünglichen Forschungsprojekt erfolgte nach fertigungstechnologischen Erwägungen [Ehr00]. Die Untersuchung der Schwingfestigkeit diente der Bewertung der erzielten Qualität der verschiedenen Laserstrahlschweißverbindungen. Die experimentelle Grundlage entspricht daher nur eingeschränkt den Anforderungen zur Ableitung eines Berechnungsansatzes, weil jeweils mehrere Parameter beim Vergleich zweier Wöhlerkurven zu berücksichtigen sind. Dies ist ein Grund, weshalb in [KSP00] kein schlüssiges Konzept abgeleitet werden konnte.

6.1.2 Werkstoffe und Probenfertigung

Für die Untersuchungen standen eine naturharte Legierung (AlMg4,5Mn), ein Strangpreßprofil (AlMgSi0,7 T6) und ein Gußwerkstoff (GD-AlSi10Mg T6) jeweils als Blech in den Dicken $t = 1,5$ mm und 3,0 mm zur Verfügung. Die chemische Zusammensetzung und die mechanischen Eigenschaften sind in Tab. 6.1 angegeben.

Tabelle 6.1: Eigenschaften der Aluminiumlegierungen.

Chemische Zusammensetzung

Werkstoff	Massenanteil [%]							
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
GD-AlSi10Mg T6	9,62	0,26	0,07	0,13	0,28	-	0,06	0,11
AlMgSi0,7 T6	0,70	0,35	0,30	0,50	0,55	0,30	0,20	0,10
AlMg4,5Mn	0,40	0,40	0,10	0,70	4,45	0,15	0,25	0,15

Mechanische Kennwerte

Werkstoff	R_m	$R_{p0,2}$	A_5	HB
	[MPa]	[MPa]	[%]	2,5/62,5
GD-AlSi10Mg T6	285	220	8,7	98
AlMgSi0,7 T6	270	225	8,0	85
AlMg4,5Mn	310	125	17	70

Optional wurden während des Schweißprozesses auch die Zusatzwerkstoffe S-AlMg4,5Mn, S-AlSi5 und S-AlSi12 (Drahtdurchmesser je 1,2 mm) sowie das Pulver AlSi30 verwendet. Als Fügeformen wurden Stumpf-, Überlapp- und T-Stöße, Schälzugproben und Hutprofile mit Bördel-, Kehl- und I-Nähten ausgeführt. Geschweißt wurde mit einem CO₂-Laser

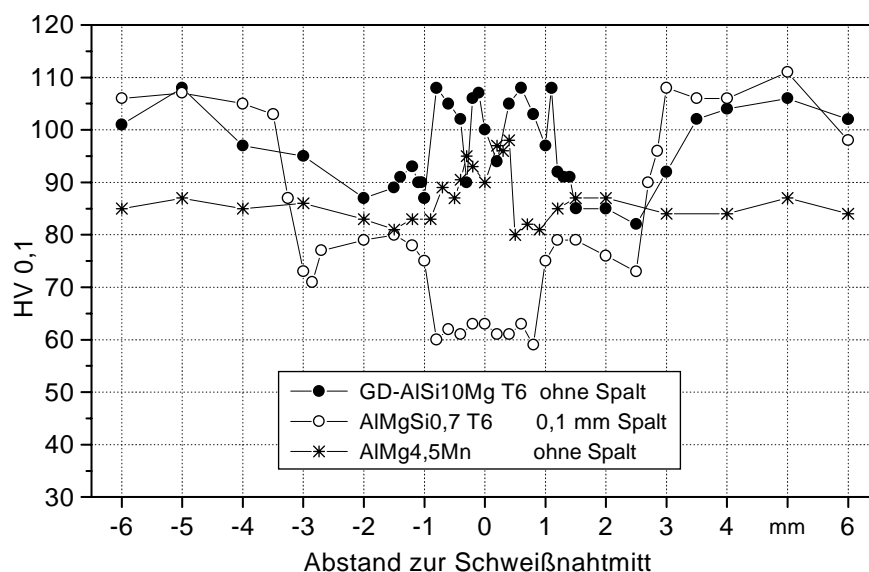


Abbildung 6.1: Härteverläufe in der Schweißnaht für verschiedene Aluminiumlegierungen

mit einer max. Ausgangsleistung von 6kW. Die Laserleistung und Schweißgeschwindigkeit wurde an die jeweilige Stoßform und Werkstoffpaarung angepaßt. Als Prozeßgas fand ein Ar/He-Gemisch Verwendung, bei den Stumpfstößen zusätzlich He als Wurzelschutzgas.

Anders als Stahl können Aluminiumlegierungen nicht nur in der Wärmeeinflußzone, sondern auch im Schweißgut starke Härteeinfälle aufweisen. Beim Laserstrahlschweißen treten dabei durch die hohen Abkühlgeschwindigkeiten die verfestigende Kornverfeinerung und die fehlende Auslagerung in eine Wechselwirkung. Der Effekt hängt maßgeblich von der Art der Aluminiumlegierung ab, die Mechanismen wurden in [SKPK99] und [Ehr00] ausführlich diskutiert. Abb. 6.1 zeigt jeweils einen repräsentativen Härteverlauf für die drei Werkstoffe am Stumpfstoß.

Es wurden Einflußfaktoren wie Verbindungsform, Nahtverlauf, Spalte, Kantenversatz, Kantenvorbereitung, Schweißnahtbearbeitung, Porosität, Prozeß- und Wurzelschutzgas, Konversionsbeschichtung, Korrosion und Laserstrahleinfallswinkel untersucht. Die als Referenz gewählten Fertigungsparameter in [Ehr00] sind nicht notwendigerweise im Hinblick auf die Nahtqualität optimiert, vielmehr stand der Einfluß der Variation dieser Parameter im Vordergrund. So tritt z.B. bei den Proben aus AlMg4,5Mn eine signifikante Porosität auf, auch bei den Proben aus AlMgSi0,7 T6 ist eine gewisse Porosität zu erkennen. Diese Legierungstypen können, bei entsprechender Optimierung der Prozeßparameter, äußerst porenarm laserstrahlgeschweißt werden [EKOS01].

6.1.3 Schwingfestigkeitsversuche

Die Versuche wurden unter schwellender Nahtquerbeanspruchung ($R = 0$) mit Frequenzen zwischen $f = 25 \text{ s}^{-1}$ und 35 s^{-1} durchgeführt. Lediglich die Hutprofile wurden wechselnd ($R = -1$) unter Torsion belastet. Die Ergebnisse für Torsion werden im folgenden mit $M = 0,5$ auf schwellende Beanspruchung umgerechnet [SB99]. Das Versagenskriterium war der Bruch der Proben. Aufgrund der relativ geringen Anzahl von Einzelversuchen wurde die Auswertung in Anlehnung an das Verfahren der normierten Wöhlerlinie vorgenommen [Hai02]. Beruhend auf Erfahrungen mit Aluminiumschweißverbindungen wurde ein Streumaß von $T_\sigma = 1 : 1,25$ bzw. bei beobachteter starker Streuung von $1 : 1,40$ unterstellt. Die Neigung der Wöhlerlinie im Bereich der Zeitfestigkeit ergab sich aus der Regressionslinie mit der Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\dot{U}} = 50\%$, um die dann das Streuband mit den genannten Maßen gelegt wurde. Nach dem Abknickpunkt wurde für den Verlauf der Wöhlerlinie ein Abfall von 5% pro Dekade angenommen, da Aluminium auch unter Laborbedingungen keine ausgeprägte Dauerfestigkeit besitzt.

Ein Beispiel für die ermittelten Wöhlerlinien aus dem Versuchsumfang zeigt Abb. 6.2.a für eine Stumpfstoß- und Abb. 6.2.b für eine Überlappverbindung.

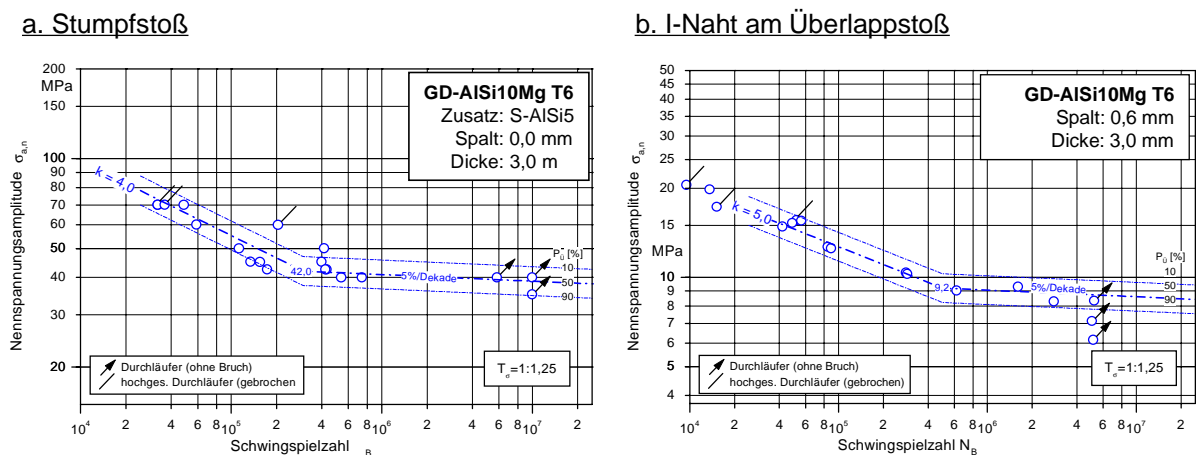


Abbildung 6.2: Wöhlerversuche für eine Stumpfstoß- und eine Scherzugprobe aus [KSP00].

Im weiteren wird für den Vergleich der Schwingfestigkeiten die ertragbare Beanspruchung bei $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\dot{U}} = 50\%$ verwendet. Dies ist für alle Wöhlerkurven im Bereich des Abfalls der Schwingfestigkeit

von 5% pro Dekade. Plastische Verformungen im Versagensbereich sind hier gering, so daß die Vergleichbarkeit unter der Anwendung linear elastischer Methoden gewährleistet ist. Als Versagenskriterium dient der Bruch der Proben und es wird nicht weiter nach Anriß- und Rißfortschrittslebensdauer unterschieden (vgl. Abschnitt 4).

6.1.4 Kerbeffekt und Porosität

Die Betrachtung der verschiedenen Defekte, die an einer Schweißverbindung auftreten, ist wesentlich für den Vergleich von Aluminium- und Stahlverbindungen in Abschnitt 6.5. Grundsätzlich wird im folgenden unterschieden in

- innere Kerben oder Werkstoffkerben, zu denen bei Aluminiumschweißverbindungen Wasserstoffporen, Heißrisse und andere Imperfektionen zählen, und
- äußere Kerben, die durch die Oberfläche des Werkstücks definiert werden, also Wurzel-, Nahtübergangs-, Einbrand- und Fertigungskerben sowie Kerben, die durch die gewählte Stoßform entstehen, insbesondere die rißartige Kerbe zwischen den Blechen bei Überlappverbindungen.

Im Gegensatz zu den bisher untersuchten Stahlverbindungen weisen die Aluminiumlaserschweißverbindungen eine ausgeprägte Porosität auf. Diese Werkstoffkerben haben einen signifikanten Einfluß auf die zyklisch ertragbaren Lasten, wie [SD91] und [ZS03] für Aluminium-Gußwerkstoffe nachgewiesen haben. Für die Anwendung der für die Stahlverbindungen entwickelten Konzepte ist es daher notwendig, die Kerbwirkung der Poren der Schweißverbindung zu untersuchen, um mögliche Wechselwirkungen zu identifizieren, insbesondere weil sich die Größe der Poren und die des Ersatzradius des Kerbspannungskonzepts in etwa entsprechen.

6.2 Aluminium-Stumpfstoßverbindungen

6.2.1 Schwingfestigkeit der Stumpfstoße

Die Spannungsverteilung am Stumpfstoß, Abb. 6.3, ist weitgehend homogen, wenn die Schweißkerben relativ mild sind. Die Schwingfestigkeiten dieser Verbindungsform wurden in [SKPK99] detailliert diskutiert und werden im Rahmen der vorliegenden Untersuchung betrachtet, um Einflüsse aus Schweißnahtgeometrie, Porosität und Werkstoff zu identifizieren. Die Größen zur Beschreibung der Querschnittsgeometrie einer Stumpfstoßverbindung

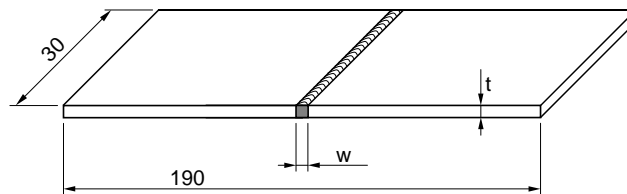


Abbildung 6.3: Geometrie der Stumpfstoßprobe, freie Länge 120 mm

stellt Abb. 6.4 dar. Die Proben hatten eine freie Einspannlänge von $e = 120$ mm und eine Breite von $b = 30$ mm.

Die weiteren Abmessungen und die Kennwerte der Wöhlerkurven sind in [EKOS01] aufgelistet. Der T-Stoß ist zwar als Kehlnaht ausgeführt, wird aber an dieser Stelle berücksichtigt, weil die Lastverteilung im Grundblech weitgehend mit der am Stumpfstoß identisch ist und nur einem gewissen Kerbeffekt durch das Versteifungsstück unterliegt.

Der Rand der Naht ist bei allem Werkstoffen eine Schwachstelle. Entsprechend trat das Versagen bei den Stumpfstößen im Bereich der Nahtübergangskerbe auf. Teilweise kam es auch zu Brüchen im Schweißgut, etwa bei hohem Nahteinfall, sowie vereinzelt im Grundwerkstoff.

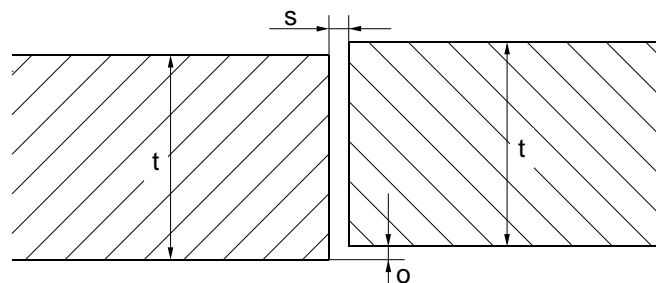
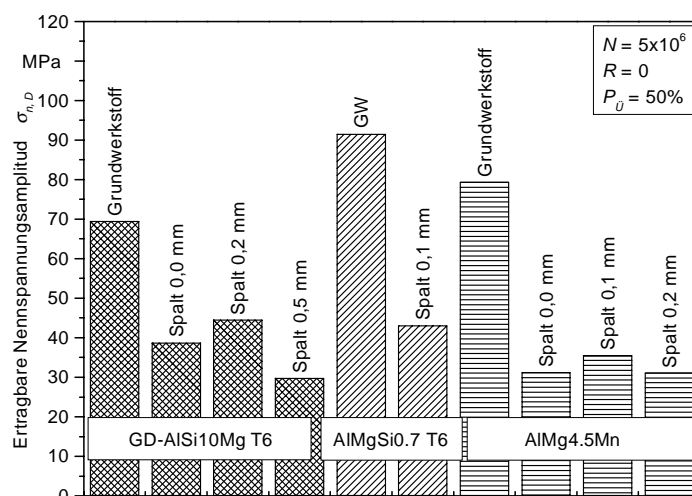


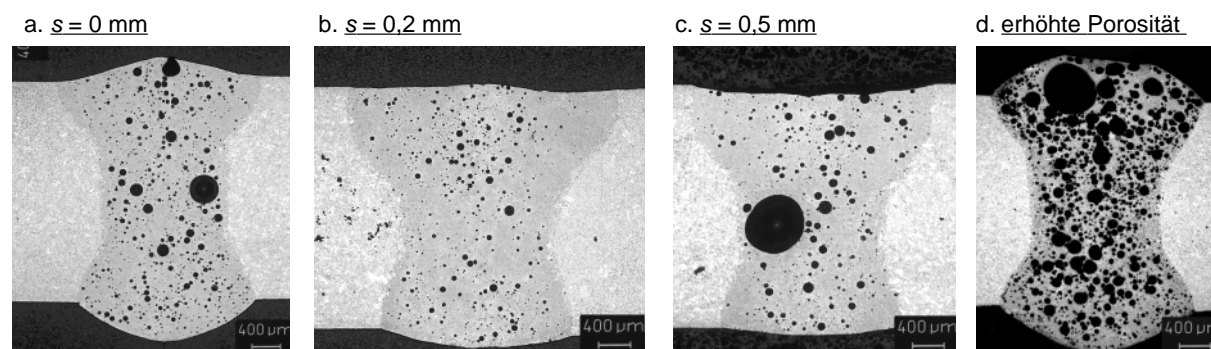
Abbildung 6.4: Querschnittsgeometrie der Stumpfstoßverbindung

6.2.2 Einfluß der Spaltweite und der Porosität

Abb. 6.5 zeigt den Einfluß der Wechselwirkung zwischen den beim Schweißen eingestellten Spalten s , der Querschnittsausbildung und der Porosität auf die Schwingfestigkeit. Die Spaltweite ist aufgrund der Toleranzen in der Bauteilvorbereitung und der Einspannung technisch bedeutsam.

Abbildung 6.5: Einfluß der Spaltweite s auf die Schwingfestigkeit.

Die Schwingfestigkeiten für den Grundwerkstoff und den Stumpfstoß sind von den eingestellten Spaltweiten abhängig. Sie sind bei Verbindungen mit einem kleinen Spalt höher als ohne, was nach [Ehr00] auf die bessere Entgasungsmöglichkeit im Schmelzbad und die dadurch verminderte Wasserstoffporenbildung zurückzuführen ist. Des weiteren weisen die Stumpfstoße ohne Spalt eine gewisse Nahtüberhöhung mit einer Übergangskerbe auf, Abb. 6.6.a. Bei einem kleinen Spalt verschwindet diese Überhöhung, Abb. 6.6.b. Bei noch größeren Spaltweiten kommt es zu Nahteinfall verbunden mit Querschnittsschwächung, die Schwingfestigkeit sinkt wieder, Abb. 6.6.c.

Abbildung 6.6: Schweißnahtquerschnitt für den Gußwerkstoff GD-AlSi10Mg T6, Stumpfstoß ohne Zusatzwerkstoff, Spaltweite s , aus [KSP00]

Die Schwingfestigkeit sinkt etwa um den Faktor 2 gegenüber dem Grundwerkstoff, un-

abhängig vom Werkstoff und den unterschiedlichen Werkstoffbeeinflussungen durch das Schweißen. Die Schliffbilder in Abb. 6.6 lassen Querschnittsschwächung, innere und äußere Kerben als Ursache für die niedrigere zyklische Belastbarkeit in Betracht kommen. Die Schweißkerben sind jedoch im Vergleich zu der auffälligen Porosität relativ mild. Der Abfall der Schwingfestigkeit ist daher zu groß, um auf den Einfluß der Schweißkerben zurückgeführt werden zu können, insbesondere da die vorliegenden Aluminiumlegierungen unter zyklischer Belastung verfestigen. Es scheint, daß im wesentlichen die Porosität die Absenkung der Schwingfestigkeit verursacht. Dies würde auch den etwas geringeren relativen Festigkeitsabfall beim Gußwerkstoff erklären, da dieser bereits im Ausgangszustand mit inneren Fehlern behaftet war.

Um den Einfluß der Poren zu klären, werden in Abb. 6.7 die Schwingfestigkeiten von Schweißverbindungen mit hoher (Abb. 6.6.d) und niedriger Porosität (Abb. 6.6.a) sowie mit und ohne Nahtbearbeitung (äußere Kerben) gegenübergestellt. Unter der Annahme der Massenerhaltung (kein Schmelzverlust durch Spritzer o. ä.) wird der Querschnitt durch die Porosität nicht beeinflußt.

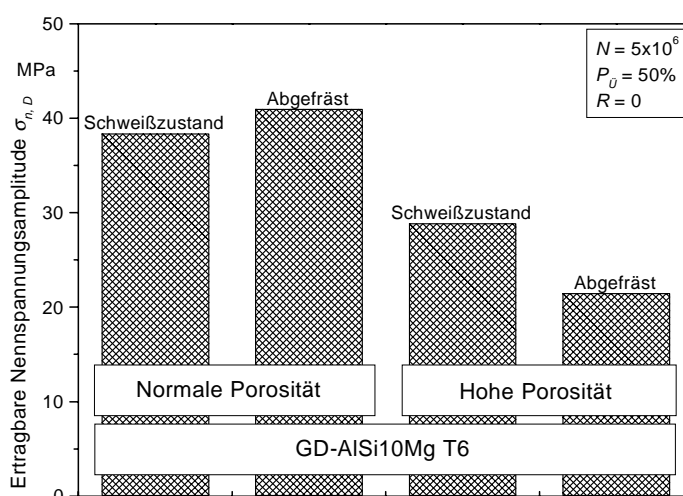


Abbildung 6.7: Beeinflussung der Schwingfestigkeit durch Wasserstoffporosität

Die Schwingfestigkeit bei einer geringen Porosität wird durch das Abfräsen der Schweißraupen nur unwesentlich (ca. 7%) erhöht. Damit ist belegt, daß nicht ausschließlich die (abgearbeiteten) Schweißkerben, sondern hauptsächlich die Poren maßgeblich sind. Wird durch gezielte Wasserstoffzugabe die Porosität extrem gesteigert (> 15% Flächenanteil, Abb. 6.6.d), sinkt auch die Schwingfestigkeit erheblich (ca. 20%). Der Effekt der Porosität ist somit eindeutig. Bei der abgefrästen hochporösen Variante kommt es zu einer weiteren

Schwächung. Die Nahtübergangskerben haben bei der hohen inneren Kerbwirkung keine Bedeutung mehr. Der Querschnittsverlust kann nicht kompensiert werden.

6.2.3 Einfluß des Zusatzwerkstoffs

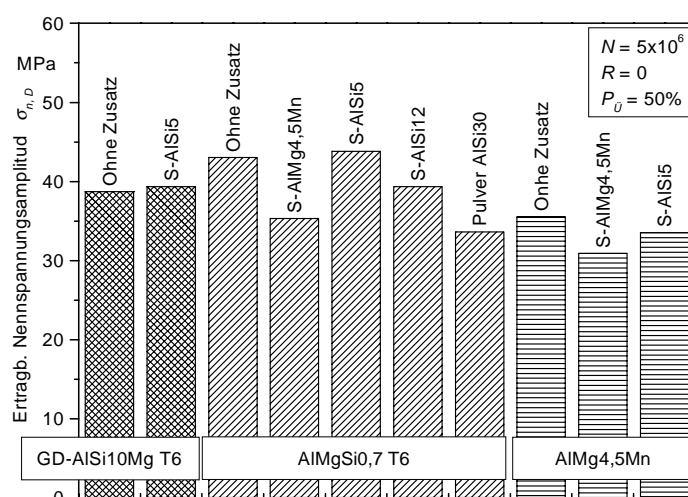


Abbildung 6.8: Schwingfestigkeit der Stumpfstoße in Abhängigkeit von Zusatzwerkstoffen

In den nachfolgenden Betrachtungen, die den Einfluß der Probengeometrie und der Belastungsart berücksichtigen, ist der Vergleich von Proben mit unterschiedlichen Werkstoffkombinationen notwendig. Ein Einfluß des Werkstoffs bzw. dessen Legierung im Schmelzbad auf die Schwingfestigkeit ist möglich. Eine Abschätzung erlaubt die Betrachtung der Versuchsergebnisse der mit unterschiedlichen Zusatzwerkstoffen geschweißten Stumpfstoßverbindungen.

Zusatzwerkstoffe gewährleisten die Überbrückung von Spalten und verbessern durch enthaltene Legierungselemente die Eigenschaften des Schmelzguts. Daneben kann ggf. noch die Stabilität des Schweißprozesses erhöht und ein homogenerer Schweißnahtverlauf mit weniger Schweißkerben erreicht werden.

In Abb. 6.8 sind die Schwingfestigkeiten gegenüber der jeweiligen Konfiguration ohne Schweißzusatz aufgetragen. Nur am Gußwerkstoff und am Strangpreßprofil konnte mit S-AlSi5 (Abb. 6.9.a-b) eine leichte Erhöhung der Schwingfestigkeit erzielt werden, ansonsten ergaben sich z.T. erhebliche Einbußen (Pulver AlSi30, Abb. 6.9.c). Diese Effekte

können nicht nach Änderungen in der Werkstofffestigkeit, der Querschnittsgeometrie oder der Porenbildung differenziert werden. Es kann aber unterstellt werden, daß aufgrund von variablen Werkstoff- und Prozeßeinflüssen die nicht greifbare Auswirkung auf die Beanspruchbarkeit zu maximal 15% begrenzt ist.

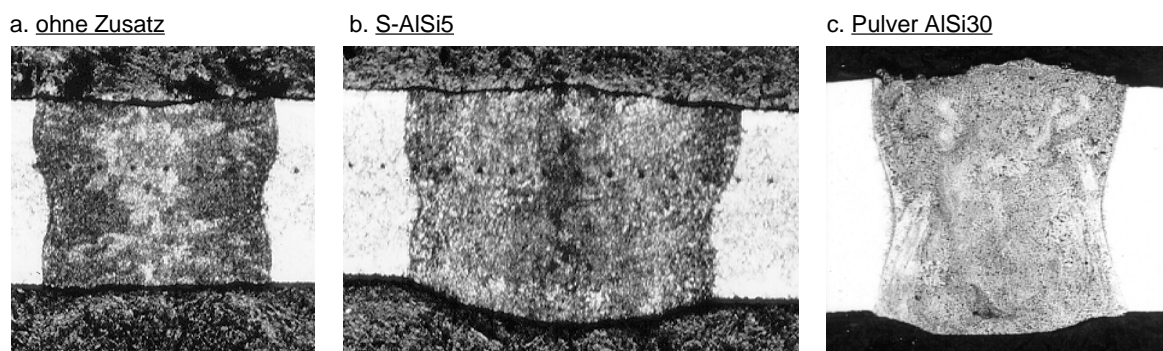


Abbildung 6.9: Einfluß von Zusatzwerkstoffen auf die Nahtausbildung beim AlMgSi0,7 T6, aus [KSP00]

6.2.4 Weitere Probengeometrien

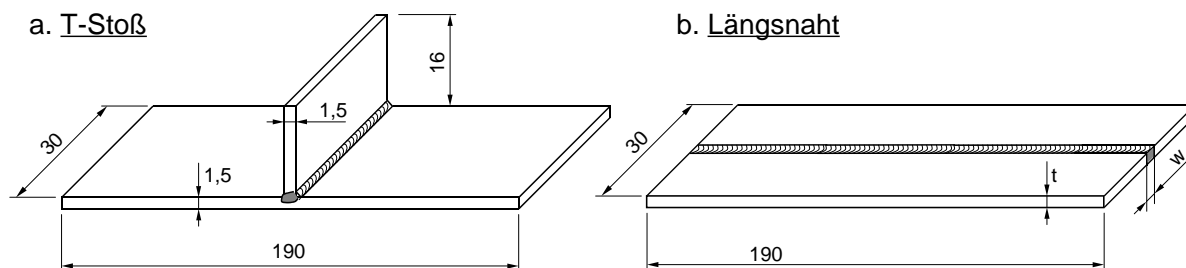


Abbildung 6.10: Weitere untersuchte Probengeometrien, freie Länge 120 mm

Die Spannungsverteilung an der Naht weicht bei folgenden Proben von derjenigen der bisher betrachteten Stumpfstoßverbindungen ab:

Der Kantenversatz von $o = 0,4$ mm (vgl. Abb. 6.4) erzeugt bei der Stumpfstoßverbindung aus GD-AlSi10Mg T6 (Abb. 6.11.a) ein zusätzliches Biegemoment. Bei dem T-Stoß, Abb. 6.10.a, ist die Spannungsverteilung im lastführenden Grundblech aus AlMgSi0,7 T6 durch die Nahtübergangskerbe zur Verstrebung aus AlMg4,5Mn beeinflusst, (Abb. 6.11.b).

Längs zur Nahtichtung belastete Stumpfstoße, Abb. 6.10.b, liegen aus GD-AlSi10Mg T6 (Abb. 6.6.a) und aus AlMg4,5Mn (Abb. 6.11.c.) vor. Durch die parallele Orientierung der äußeren Last zur Naht ändert sich bei dieser Probe der Effekt der Nahtübergangskerben bei identischer Nennspannung.

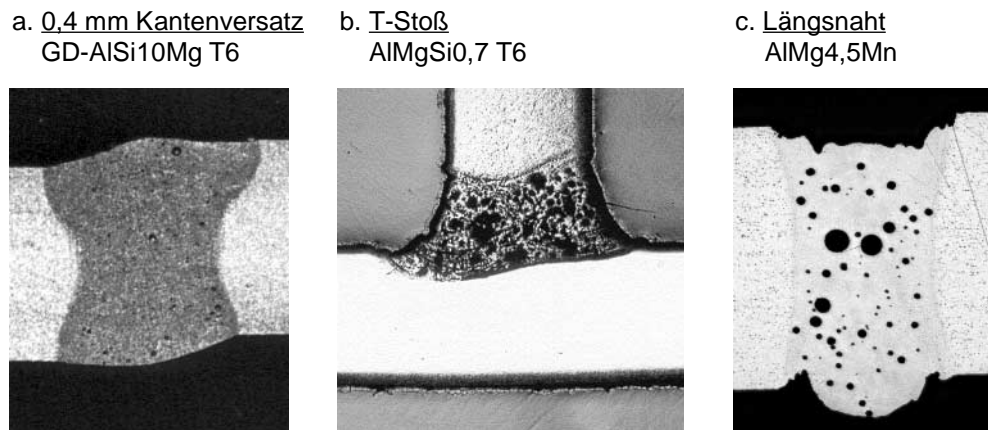


Abbildung 6.11: Proben mit mäßigen äußeren Kerben, Quelle: [KSP00]

In Abb. 6.12 ist die Schwingfestigkeit dieser Varianten dem jeweiligen Referenz-Stumpfstoß gegenübergestellt. Bei der naturharten Aluminiumlegierung ist die zyklische Belastbarkeit des Stumpfstoßes in Nahtlängsrichtung etwas höher als in die Querrichtung und kann der signifikanten Querschnittsschwächung, Abb.6.11.c, zugeordnet werden, die sich nur bei Querbelastung auswirkt. Der T-Stoß hat die gleiche Schwingfestigkeit wie der Stumpfstoß ohne Versteifung. Beim Gußwerkstoff ergibt sich für den Stumpfstoß ohne Kantenversatz kein Einfluß aus der Einspannungsrichtung (Längs- oder Quernaht). Die Schwingfestigkeit mit Kantenversatz dagegen ist etwas herabgesetzt, was auf die überlagerte Biegespannung zurückzuführen ist. Für diese Verbindung ist deshalb zusätzlich die ertragbare Strukturspannung dargestellt, die für die anderen Fälle mit der Nennspannung identisch ist. Trotz äußerer Kerbe ist die lokale ertragbare Strukturspannung sogar höher. Qualitativ mit dem Strukturspannungsgradienten und einer zugehörigen Stützwirkung erklärbar, zeigt die Betrachtung der Schliffe freilich, daß gerade der Stumpfstoß mit Kantenversatz die höchste Nahtqualität aller Gußwerkstoffproben aufweist.

Die Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit dieser Verbindungen von der Belastungsart (quer oder längs) und Nahtquerschnittsgeometrie (T-Stoß, Kantenversatz) belegt die Unempfindlichkeit im Bezug auf mäßige äußere Kerben. Die zyklische Festigkeit wird größtenteils von den Werkstoffkerben bestimmt.

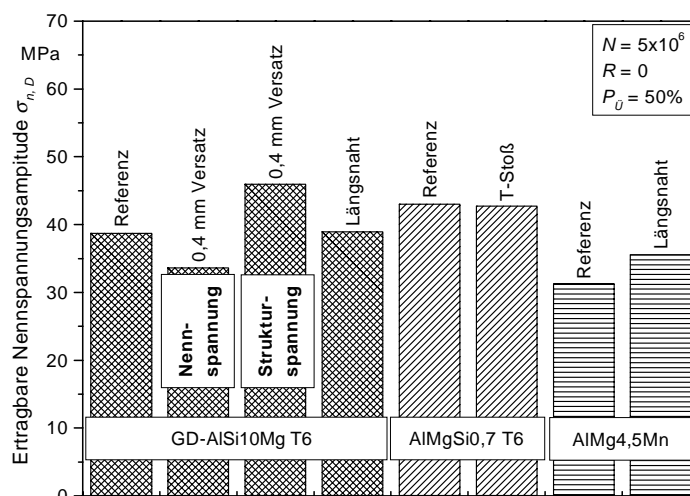


Abbildung 6.12: Einfluß geometrischer Abweichungen auf die Schwingfestigkeit

6.3 Kerbwirkung kugelförmiger Poren

Die Poren können zur Bestimmung ihres Einflusses auf die Schwingfestigkeit als kugelförmige Defekte modelliert und die Spannungsüberhöhung berechnet werden. Zwar ist nicht auszuschließen, daß auch andere Schweißimperfektionen, wie lokale Heißrisse, Prozeßkerben oder wiederaufgeschmolzene Korngrenzen in der WEZ als Werkstoffkerben wirken, doch legt der gezeigte Zusammenhang zwischen Porosität und Schwingfestigkeit diese Vorgehensweise nahe.

6.3.1 Entstehung und Form von Wasserstoffporen

Daß Wasserstoffporen kugelförmig sind, wurde in [Gel98] theoretisch nachgewiesen. Die Keimbildung erfolgt an hochschmelzenden Fremdpartikeln in der Schmelze und die Poren wachsen bei ihrem Transport in kühlere Regionen der Schmelze. Am Schweißnahttrand finden sich nur kleine Poren, da hier das Material nur kurzzeitig aufschmilzt. Quellen des Wasserstoffs sind Wasserdampf, wasserstoffhaltige Verbindungen wie Fett und Öl sowie Zusatzwerkstoffe und Legierungselemente, die Hydride bilden [Lut89]. Knetlegierungen weisen nur einen niedrigen Wasserstoffgehalt von 5 mg/kg auf. Der Wasserstoffgehalt von Aluminium-Gußlegierungen dagegen hängt von der Herstellung ab und kann ohne Zwangsentlüftung beim Gießen bis zu 850mg/kg betragen. Wasserstoffporen liegen, wie Abb. 6.6 und 6.13 belegen, bei den untersuchten Laserschweißproben überall im Schweißgut vor, so auch im Bruchausgangsbereich an den Schweißkerben.

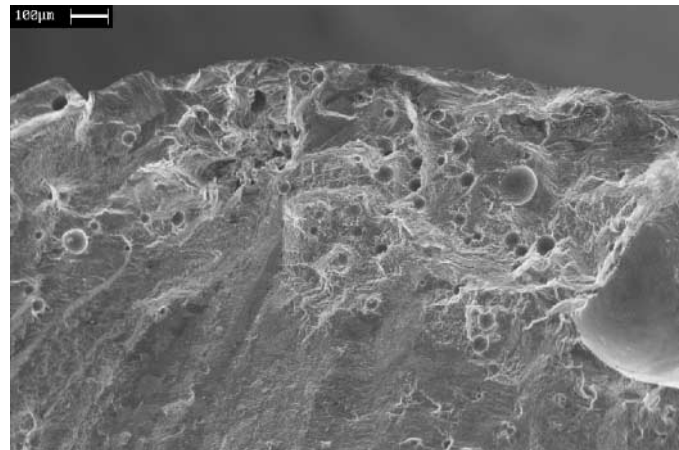


Abbildung 6.13: REM-Aufnahme des Rißausgangsorts an der Nahtübergangskerbe

6.3.2 Kerbzahl für eine Wasserstoffpore

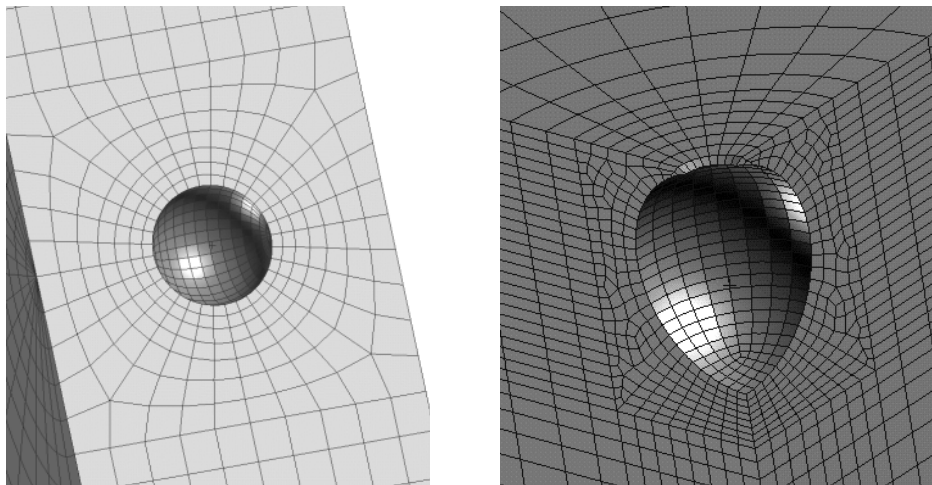


Abbildung 6.14: FEM-Modelle für globulare Oberflächendefekte

Bei der Berechnung der Kerbzahl darf die Geometrie nicht zweidimensional abgebildet werden. Vielmehr ist ein dreidimensional begrenzter Fehlbereich mit Durchmesser D im homogenen Material zu betrachten, der mit einer höheren Verformungsbehinderung einhergeht. Da die Wechselwirkung einer solchen kugelförmigen Kerbe mit der freien Oberfläche unbekannt ist, wurde die Kerbzahl in Abhängigkeit von dem Abstand q der Porenmitte

von der Oberfläche bestimmt. Abb. 6.15 zeigt die beiden Orte der Spannungsauswertung, den tiefsten Punkt A und den Punkt B, der entweder der Oberfläche am nächsten oder an der Oberfläche seitlich von Punkt A senkrecht zur Lastrichtung liegt. Es wurde ein homogenes Spannungsfeld angelegt. Die Kerbzahl wurde mit der FEM berechnet und die primäre Hauptspannung an den Punkten A und B ausgewertet. Abb. 6.14 zeigt die Vernetzung durch Hexaeder-Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen.

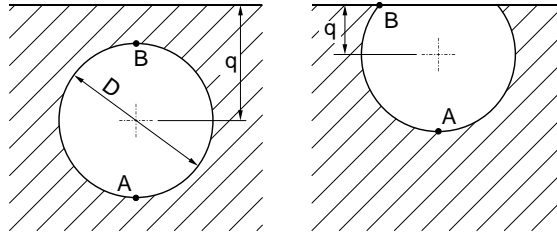


Abbildung 6.15: Orte der Kerbzahlbestimmung für einen kugelförmigen Defekt an der Oberfläche

Wie in Abb. 6.16 dargestellt, erhält man die höchste Kerbzahl des tiefsten Punkts A $K_{A,max} = 2,13$ für den Oberflächenabstand $q = 0,35D$. Die Kerbzahl sinkt sobald die Pore die Oberfläche schneidet und die Kerbe flacher wird. Sie konvergiert für das gegebene Modell mit der Dicke $t = 10D$ gegen 2,08, wenn die Pore sich der Plattenmitte nähert. Dieser Wert ist abhängig von der Wechselwirkung von Plattendicke und Querkontraktion. Der Fall der kugelförmigen Kerbe im unendlichen homogenen Spannungsfeld ergibt die Kerbzahl $K_{inf} = 2,01$, berechnet mit einem rotationssymmetrischen zweidimensionalen Modell. Die Kerbzahl für den tiefsten Punkt A ist daher nur etwa halb so groß wie die des lochförmigen Defekts in einer Platte ($K = 4$, [FKM99]).

Die Kerbzahl am oberflächennächsten Punkt ist für tief eingebettete Poren ($q \gg D$) identisch mit dem gegenüberliegenden Punkt A. Sie steigt, wenn sich die Pore der Oberfläche nähert, und ist für den Fall der gerade die Oberfläche berührenden Pore unendlich ($q = 0,5$). Wenn die Pore aus der Oberfläche „herauswächst“, verschiebt sich der Punkt B in der Kugel und die Kerbzahl fällt wieder, um schließlich für den kerbfreien Fall ($q = -0,5$) den Wert 1 zu erreichen.

Die Spannung am Oberflächenpunkt B ist nur für $0,1 < q < 1,0$ höher als am Punkt A. Die Spannungskonzentrationen und besonders die Singularität sind in diesem Bereich mit sehr hohen Spannungsgradienten verbunden. Abb. 6.17 zeigt die Volumina, in denen die primäre Hauptspannung 90% der Spannung des tiefsten Punkts A bzw. des Oberflächen-

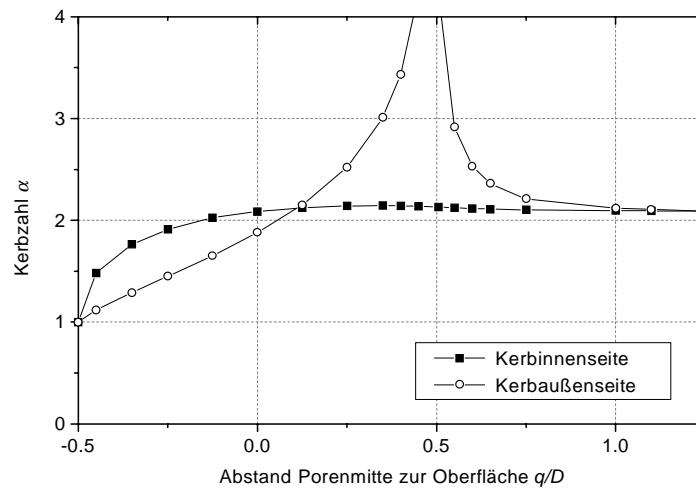


Abbildung 6.16: Kerbzahlen für Punkte A und B in Abhängigkeit von der Porenlage q

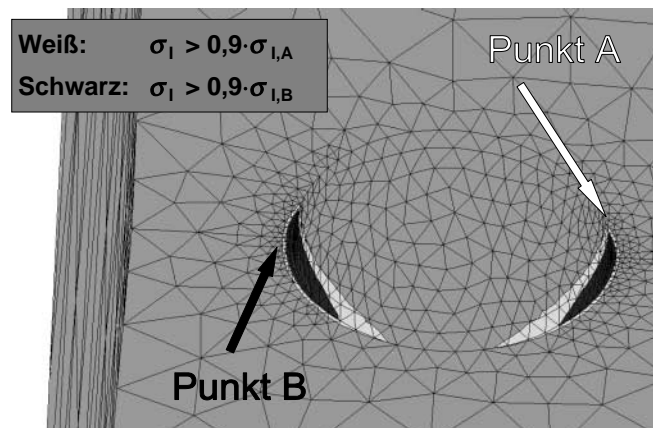


Abbildung 6.17: Volumen mit mehr als 90% der Spannung in den Punkten A und B

punkts B überschreitet. Das hochbeanspruchte Volumen um B nimmt durch den Oberflächeneinfluß nur geringfügig zu, die niedrigere Spannung des tiefsten Punkts A als Referenz gesetzt. Je kleiner die Kugel ist, desto mehr fängt die Mikrostützwirkung die Beanspruchungserhöhung auf. Die Spannung am Oberflächenpunkt B kann für die Poren also nur eingeschränkt wirksam sein. Die genaue Kerbwirksamkeit der Spannungsüberhöhung in B hängt von der absoluten Abmessung der Pore ab, die den Spannungsgradienten und die beanspruchten Volumina direkt bestimmt. Nach einer Abschätzung aus dem FEM-Modell steigen die hochbeanspruchten Volumina durch die Oberfläche nur um ca. 10%. Die resultierende wirksame Kerbzahl beträgt daher maximal 2,4 für die einzelne Pore.

6.3.3 Kerbwechselwirkung

Die Kerbzahl ändert sich in nichthomogenen Spannungsfeldern. Bei kleinen Poren kann die Nominalspannung⁶ in Kerbmitte als Nennspannung dienen, was an einer Oberflächenpore mit dem Verhältnis von Kerbtiefe zu Blechdicke $r/t = 0,1$ unter reiner Biegung überprüft wurde. Die Verwendung der höchsten im Kerbvolumen auftretenden Nominalspannung ist daher leicht konservativ. Im allgemeinen Lastfall tritt die höchste (Nominal-)Spannung meist an einer Oberfläche auf. Diese wird mit der Strukturspannung angenähert und die Spannungsüberhöhung durch Porosität kann aus ihr und der Kerbzahl für die einzelne Pore bestimmt werden.

Wenn die Oberfläche nicht eben, sondern gekrümmt ist, etwa in einer Nahtübergangskerbe, treten die Poren in eine Wechselwirkung mit der äußeren Kerbe. Sie kann die Spannungs-konzentration verstärken, wobei der Effekt von der absoluten Größe der äußeren Kerbe und der Pore abhängt. Ist der Kerbradius der äußeren Kerbe sehr viel größer als der Porenradius, multiplizieren sich die Spannungskonzentrationen. Wenn der Porenradius größer ist als der Kerbradius, beeinflußt die Porosität die höhere Kerbzahl der äußeren Kerbe nicht.

Die Schweißkerben bei Aluminiumverbindungen sind eher flach, der Kerbradius in der Größenordnung der Poren. Ein Multiplizieren kann ausgeschlossen werden, möglich ist lediglich eine gewisse Verstärkung der Kerbwirkung. Mikrostützwirkung kann wiederum lokal begrenzte Spannungsüberhöhungen ausgleichen. Aus den Ergebnissen der Schwingfestigkeitsversuche folgt, daß für die Stupfstöße die äußeren Kerben nicht schwingfestigkeitsrelevant sind, solange sie die Kerbzahl der Poren nicht erreichen.

⁶Nominalspannung: Spannung an dem betrachteten Ort im nicht durch Werkstofffehler beeinflussten Kontinuum.

Die Absenkung der Schwingfestigkeiten gegenüber den Grundwerkstoffen (AlMgSi0,7 T6: 2,1, AlMg4,5Mn: 2,2) entspricht den ermittelten Formzahlen des kugelförmigen Defekts. Vom abweichenden Gußwerkstoff (GD-AlSi1,0Mg T6: 1,6) ist anzunehmen, daß er schon im Ausgangszustand mit Werkstoffehlern behaftet ist. Die weitere Absenkung der Schwingfestigkeit bei hoher Porosität kann nach diesem Modell durch in Wechselwirkung tretende Poren und die dadurch erhöhten Kerbzahlen erklärt werden.

6.4 I-Naht am Überlappstoß aus Aluminium

Im Gegensatz zu den milden Nahtübergangskerben an den Stumpfstoßen verursacht die rißartige Kerbe der I-Naht zwischen den Blechen eine Spannungskonzentration, die deutlich höher ist als die der Poren. Die Wirkung der Porosität tritt zurück. Die Stoßform kann analog zu den Stahlverbindungen berechnet werden.

6.4.1 Schwingfestigkeit der Überlappstöße

Die einzelnen Versuchsreihen mit I-Naht am Überlappstoß unterscheiden sich in der Werkstoff- und Blechdickenkombination. Der Materialeinfluß kann aber vernachlässigt werden, da die rißartige Kerbe die am Stumpfstoß festgestellte Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit vom Grundwerkstoff und der Schweißgutlegierung weiter begünstigt.

Die Ergebnisse der relevanten Untersuchungen an Scherzugproben mit den Blechdicken $t = 1,5$ mm und 3 mm aus [KSP00] sind in [EKOS01] aufgelistet. Zusätzlich zu der Geometrie nach 3.1 ist eine Verbindung mit Doppel-I-Naht, eine Schälzugprobe und eine Hutprofilprobe berücksichtigt. Die jeweils ertragbare Schnittkraft pro Schweißnahtlänge ist in Abb. 6.18 für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{U}} = 50\%$ bei $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen dargestellt. Sie hängt wie beim Stahl stark von der Belastungsart ab. Die Schwingfestigkeit ist für die Scherzugproben fast um eine Größenordnung höher als für die Schälzugproben und steigt für das Hutprofil unter Torsion nochmals.

6.4.2 Strukturspannungsansatz

Zur Berechnung der I-Naht am Überlappstoß wurde das Strukturspannungskonzept nach Abschnitt 5.3 mit \sqrt{w} -Korrektur angewendet, die entsprechende Auswertung der Schwingfestigkeiten ist in Abb. 6.19 dargestellt. Die Schubspannung am Hutprofil ist nach der in

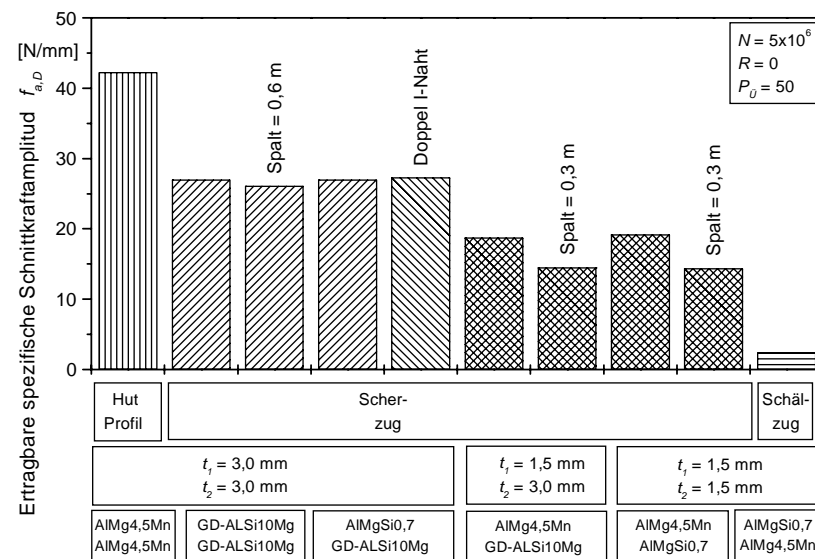


Abbildung 6.18: Schwingfestigkeit der Überlappstöße

Abschnitt 5.3.1 formulierten Annahme (Gl. 5.12) in eine Vergleichs-Strukturspannung umgerechnet.

Das Strukturspannungskonzept liefert für die Scher- und Schälzugproben wie bei Stahl ein relativ einheitliches Streuband von $T_\sigma = 1 : 1,50$. Lediglich die Hutprofilproben werden nicht korrekt erfaßt. Die für Stahl getroffenen Annahmen führen bei Aluminium zu noch ausgeprägteren konservativen Ergebnissen unter Schubbelastung der Naht.

6.4.3 Kerbspannungsansatz

Singularitätseinflüsse zeigen sich bei punktgeschweißten Aluminiumverbindungen ähnlich als beim Stahl, vgl. [Rup97] und [Rup92]. Daher bietet sich das Ersatzradiuskonzept mit kleiner Kerbe an, wie es im Abschnitt 5 mit Radius $r = 0,05$ mm erfolgreich auf die laserstrahlgeschweißte Stahlverbindungen angewendet wurde. Beanspruchungskriterium ist wieder die maximale Vergleichsspannung nach der GEH im Kerbgrund. Die Berechnung der Kerbspannungen erfolgte am zweidimensionalen Modell der ganzen Probe. Aufgrund höherer Steifigkeiten und niedrigerer ertragbarer Lasten sind Nichtlinearitäten vernachlässigbar.

Nach der Anwendung des Kerbspannungskonzepts zeigt sich deutlich, daß die Abknick-schwingspielzahl der Master-Wöhlerlinie bei $N = 7 \cdot 10^5$ Schwingspielen anzusetzen ist.

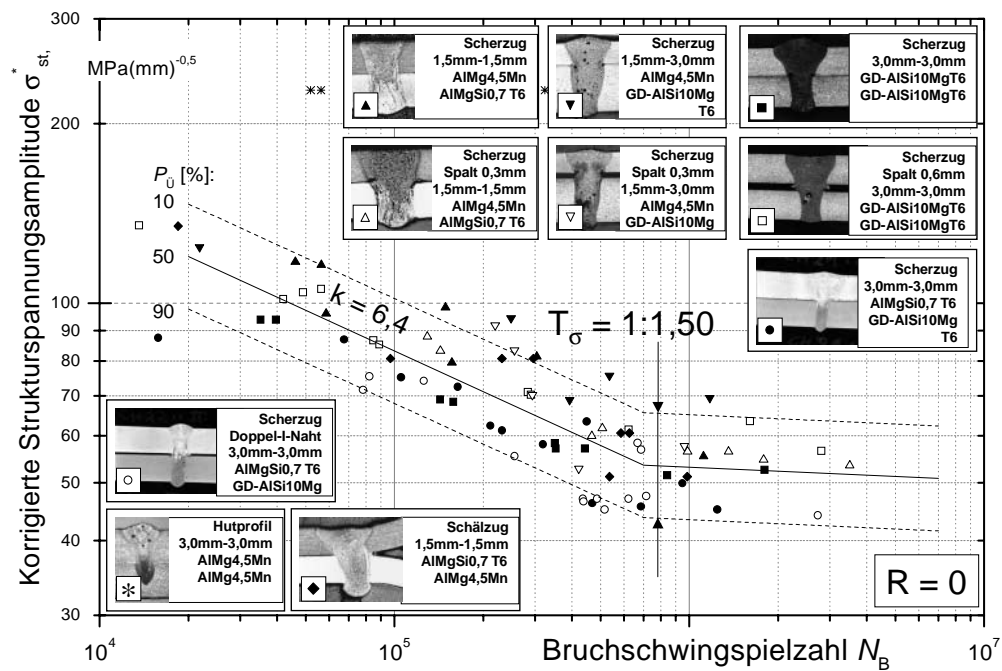


Abbildung 6.19: Ertragbare Strukturspannungen für die Überlappstöße

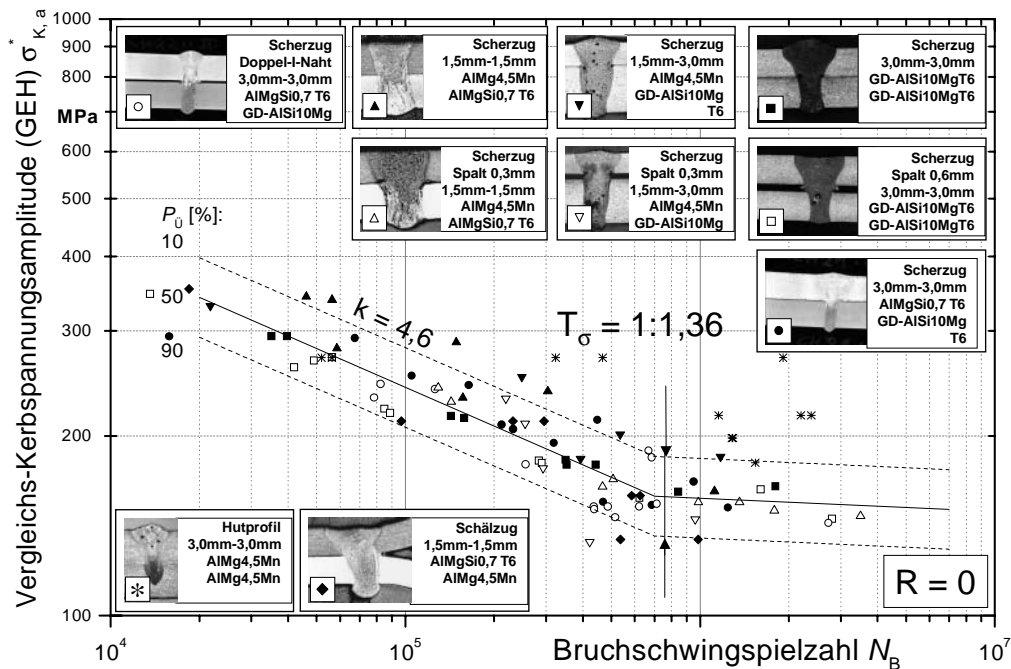


Abbildung 6.20: Ertragbare Kerbspannungen für die Überlappstöße

Die Scher- und Schälzugproben haben eine relativ einheitliche Beanspruchbarkeit von 157 MPa für $N = 2 \cdot 10^6$ bei $P_{\dot{\gamma}} = 50\%$. Die Streuspanne der Ergebnisse verringert sich gegenüber dem Strukturspannungskonzept von 1:1,50 auf 1:1,36. Lediglich das Hutprofil hat eine höhere Beanspruchbarkeit. Ein möglicher Grund ist, daß sich an der langen Schweißnaht des Hutprofils ($l = 2 \cdot 500$ mm) im Vergleich zu den schmalen Scher- und Schälzugproben ($b = 30$ mm) das Versagenskriterium anders auswirkt.

6.5 Bewertung der Konzepte und Vergleich mit Stahl

Auf die Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Stumpfstößen aus Aluminium haben Werkstoffimperfectionen wie Wasserstoffporen maßgeblichen Einfluß. Der Kerbeffekt der Poren kann durch kugelförmige Defekte modelliert werden. Deren Formzahl entspricht der Absenkung der Schwingfestigkeit der Stumpfstöße gegenüber dem Grundwerkstoff. Die Werkstoffkerben (Porosität und ggf. andere Werkstofffehler) bestimmen die Schwingfestigkeit, Schweißkerben wirken sich lediglich auf den Schadensort aus. Für die Berechnung der Schwingfestigkeit von Stumpfstößverbindungen führt das Strukturspannungskonzept mit der Kerbzahl 2,4 zu guten, konservativen Ergebnissen. Da bei hoher Porosität die Schwingfestigkeit zusätzlich sinkt, darf eine bestimmte Schwell-Porosität (einsetzende Wechselwirkung zwischen den Imperfectionen) nicht überschritten werden. Am Stumpfstoß ermittelte Strukturspannungs-Kennwerte können auch noch bei mäßigen Schweißkerben angewendet werden.

Der Effekt der Porosität tritt bei sehr scharfen äußeren Kerben, wie etwa der rißartigen Kerbe an einer Überlappverbindung, zurück. Die Schwingfestigkeit kann dann mit den an Stahl entwickelten Berechnungskonzepten berechnet werden. Sowohl das Strukturspannungskonzept als auch das Kerbspannungskonzept mit Ersatzradius $r = 0,05$ mm führen zu einer Master-Wöhlerlinie mit engen Streubändern. Der Einfluß der Blechdicke, Schweißnahtbreite und Belastungsarten Scher- und Schälzug werden zutreffend erfaßt.

Der Vergleich der Master-Wöhlerlinien für Aluminium und Stahl zeigt, daß die Beanspruchbarkeit der Aluminiumverbindungen etwa um den Faktor drei gegenüber den Stahlverbindungen reduziert ist. Die etwas höhere Streuspanne für Aluminium kann auf ungenaue Annahmen zu den Versuchsrandbedingungen der zeitlich zurückliegenden Untersuchungen und auf die vereinfachte Berechnung der spezifischen Schnittkräfte an der Naht zurückgeführt werden. Die ähnlichen Neigungen bei Stahl und Aluminium lassen auf den gleichen Schädigungsmechanismus schließen, der werkstoffbedingte Einflüsse überdeckt. Dies belegt weiter, daß die rißartige Kerbe den Effekt der Porosität auf die Schwingfe-

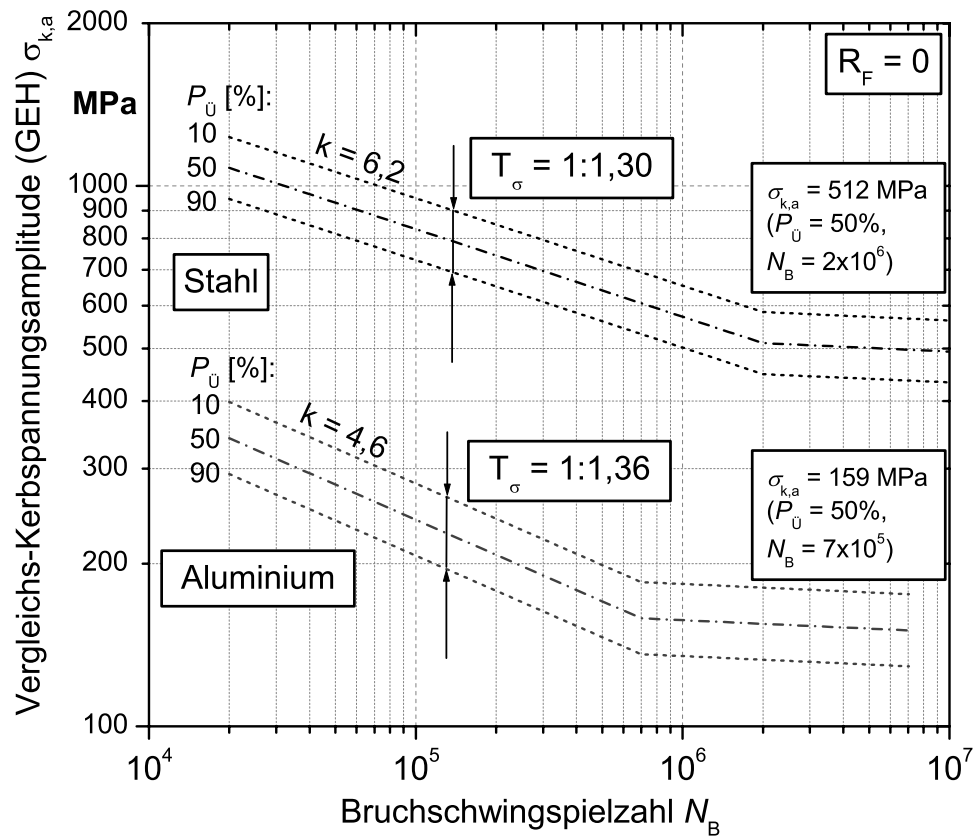


Abbildung 6.21: Vergleich der Master-Wöhlerlinien von Aluminium und Stahl

stigkeit überwiegt. Die inneren Kerben wirken sich lediglich auf die Schwingfestigkeit der Stumpfstoßverbindungen aus.

7 Ausblick

7.1 Anwendung der Berechnungskonzepte

Abb. 7.1 stellt das Anwendungsprinzip des Strukturspannungs- und des Kerbspannungskonzepts mit der Ersatzkerbe vor. Zunächst wird die Spannung im ganzen Bauteil oder der Probe berechnet. Dazu muß, je nach Einfluß auf die Verformung, plastisches Werkstoffverhalten und geometrische Nichtlinearität berücksichtigt werden. Ein dreidimensionales FEM-Modell in ausreichend feiner Diskretisierung liefert die genauesten Ergebnisse.

Aus den so bestimmten Spannungsverteilungen werden an der Naht die spezifischen Schnittkräfte nach Abschnitt 5.3.1 durch Integration abgeleitet. Aus diesen kann die Strukturspannung unmittelbar gebildet werden. Alternativ gehen die Schnittkräfte als Krastrandbedingungen in ein zweidimensionales, elastisches Modell der Nahtquerschnittsgeometrie im ebenen Dehnungszustand ein, in dem die rißartige Kerbe an der Fügefläche mit Ersatzradius $r = 0,05$ mm fiktiv gerundet wird. Die Berechnung der Kerbspannung kann mit der FEM erfolgen. Empfohlen wird eine Vernetzung der Kerbe durch 32 Viereckselemente mit quadratischen Ansatzfunktionen auf dem Umfang, was einer Elementkantenlänge von 0,01 mm entspricht. Die Überlebenswahrscheinlichkeit ergibt sich aus der Master-Wöhlerlinie des gewählten Berechnungskonzepts (Abb. 5.10 und 5.28) und der zugehörigen Streuung.

Die beschriebene Berechnung des globalen Spannungsfelds mit 3D-Volumenmodellen ist freilich in der Praxis wegen der Komplexität einer Automobilkarosserie nicht umsetzbar, aber aufgrund der hohen Steifigkeit auch nicht unbedingt notwendig. Bei den üblichen Betriebslasten sind hohe Verformungen ausgeschlossen und auf eine geometrisch nicht-lineare Analyse kann verzichtet werden. Wegen der Steifigkeit wird lokales plastisches Fließen keine Veränderung des globalen Verformungsverhaltens bewirken. Die vorhandenen FEM-Schalenmodelle der Fahrzeugstruktur für die Crash-Berechnung erlauben die direkte Berechnung der Schnittkraftverteilung entlang der Schweißnaht ohne Integration über die Blechdicke. Offen ist bisher nur, wie die Abbildung der linienförmigen Naht im Schalenmodell zu erfolgen hat. Fehler in der lokalen Nahtsteifigkeit wirken sich unmittelbar auf die spezifischen Schnittkräfte aus, die Eingangsgrößen in die Berechnung der lokalen Beanspruchung. Hier sind noch geeignete Werkzeuge zu entwickeln, da Modelle

für die Laserstrahlschweißnähte auch in anderen Berechnungsdisziplinen notwendig sein werden.

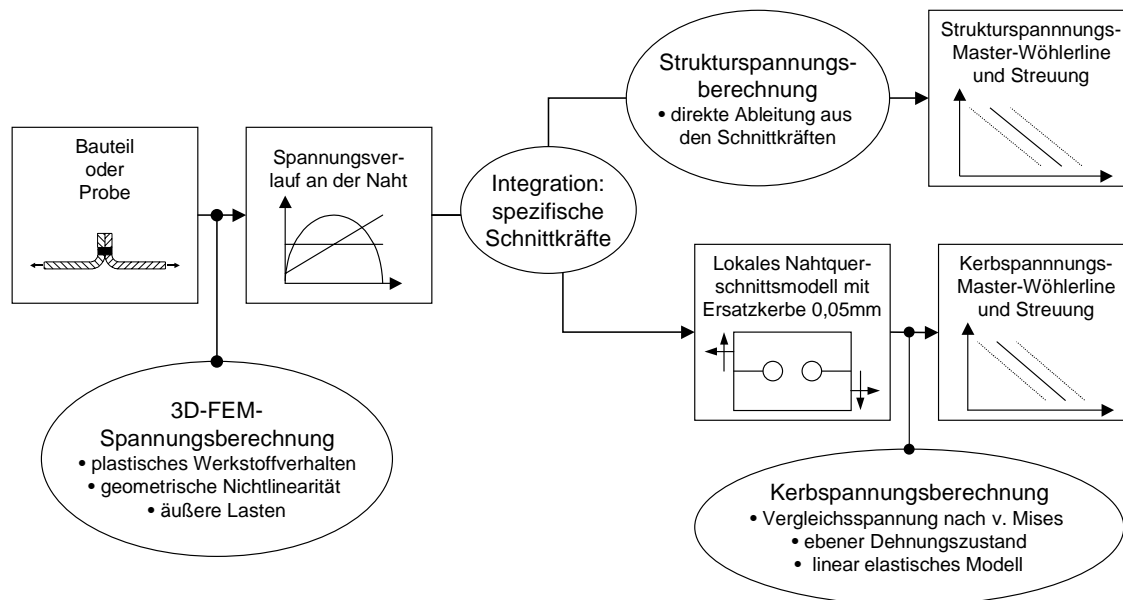


Abbildung 7.1: Anwendung der Berechnungskonzepte

Für die Anwendung in der Automobilindustrie ist das entwickelte Strukturspannungskonzept ausreichend. Die höhere Genauigkeit des Kerbspannungskonzepts kann aufgrund der Vereinfachungen, die bei der Abbildung einer vollständigen Karosserie mit finiten Elementen notwendig sind, nicht ausgenutzt werden. Zudem ist die Analyse der Schnittkräfte im Submodell mit Ersatzkerbe in der Praxis zu aufwendig. Die weiteren Anwendungsfelder des Kerbspannungskonzepts liegen vielmehr in der grundlagenorientierten Untersuchung von komplexeren Geometrien und Belastungen.

7.2 Schwingfestigkeit von Steppnähten

Die Karosseriefertigung ist bestrebt, keine durchgehenden, sondern gesteppte Nähte einzusetzen. Die Schwingfestigkeit dieser Verbindungsform ist noch nicht betrachtet worden.

In einer firmeninternen Untersuchung der Volkswagen AG [VW02] wurden H-Proben (Typ Scherzug) der Blechdicke $t = 0,8$ mm (Seitenblech) und 1,9 mm (U-Blech) aus einem niederfesten Tiefziehstahl unter zyklischer Belastung untersucht. Die Schweißverbindung

war in verschiedenen Varianten als Steppnaht mit Steplängen von 15 bis 200 mm und Stepp-Abständen von 10 bis 40 mm ausgeführt. Das Verhältnis aus ertragbarer Last und Gesamtlänge der Laserstepps f_F war weitgehend konstant, es trat kein signifikanter Einfluß der Steppkonfiguration auf.

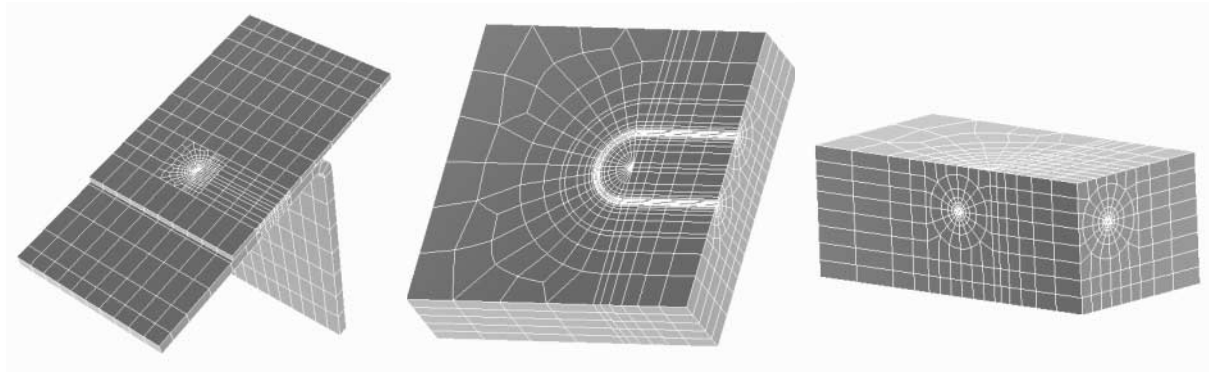


Abbildung 7.2: FEM-Modellbildung für Laser-Steppnähte

Berechnungen an einem Laserstepp mit am Schweißnahtende umlaufender Kerbe im dreidimensionalen, elastischen Modell, Abb. 7.2, zeigten dagegen unterschiedlich hohe Kerbspannungen bei gleicher Bruchschwingspielzahl für die verschiedenen Varianten. Die so berechnete Schweißnahtbeanspruchung ist am Stepprand höher als in Steppmitte. Diese Überhöhung ist abhängig von der Steppkonfiguration. In Abb. 7.3 sind die Kerbspannungen nach der GEH für einen Kerbradius von $r = 0,05$ mm an der oben beschriebenen H-Probe aufgetragen. Die Belastung bezogen auf die Schweißnahtlänge betrug $f_F = 0,1$ N/mm. Die Kerbspannung steigt einerseits bei zunehmender Nahtlänge, Abb. 7.3.a, andererseits mit größerem Abstand der Nähte, Abb. 7.3.b.

Dieses Ergebnis wird im Versuch nicht bestätigt. Es kommt also zu einem Ausgleich der Nahtbelastung über die Steplänge. Dafür spricht auch, daß die berechneten ertragbaren Kerbspannungen um etwa den Faktor 1,4 höher waren als in Abschnitt 5 abgeleitet. Zu der scheinbar höheren Beanspruchbarkeit mag auch das abweichende Versagensverhalten der Steppnähte beitragen. Im Gegensatz zu den vom Probenrand ausgehenden Nahtlängsrisse der durchgeschweißten H-Proben, Abb. 7.4.a, zeigen die Steppnähte Augenbrauenrisse wie von den Punktschweißverbindungen her bekannt, Abb. 7.4.b. Dies führt zu einem höheren Anteil der Rißfortschrittslebensdauer.

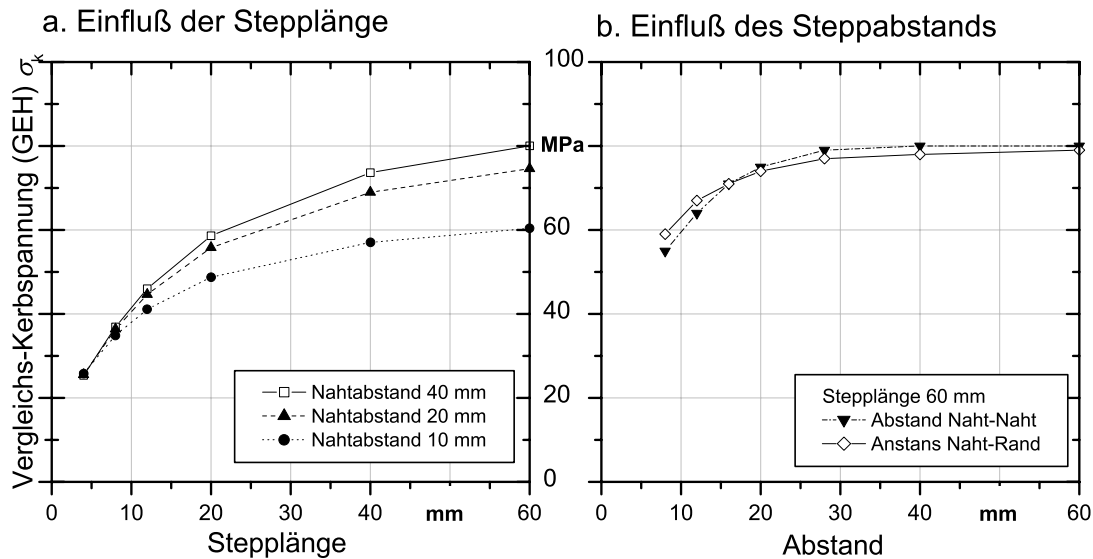


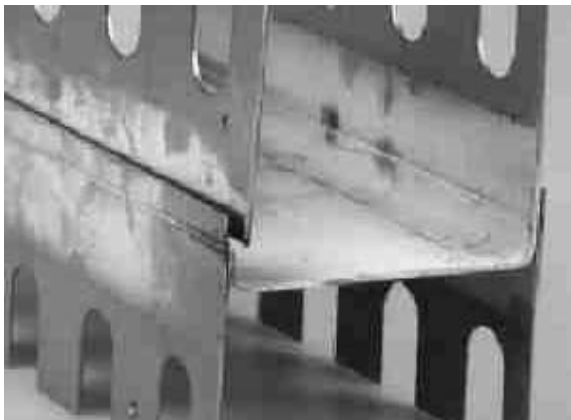
Abbildung 7.3: Einfluß der Steppkonfiguration auf die Kerbspannung

Zur Schwingfestigkeit von lasergeschweißten Steppnähten liegen in [ES03] ebenfalls exemplarische Ergebnisse vor. Die H-Proben aus DC 04 der Dicke $t = 1,9$ mm weisen im Gegensatz zu [VW02] mit drei 20 mm langen Steps auf jedem Schenkel einen signifikanten Abstand zwischen den Steps von 66 mm auf. Im Schwingfestigkeitsversuch kam es zum Versagen durch Abscheren in der Fügefläche. Durch die hohen Steppabstände treten an den Nahtenden signifikante Torsionsmomente auf (senkrecht zur Blechebene), die sich nicht über die Steplänge verteilen können. Diese Torsionsbelastung leitet den Riß in der Fügefläche ein und führt dazu, das die ertragbare Last pro Schweißnahtlänge um etwa den Faktor 0,8 geringer ist als bei der durchgeschweißten Naht.

Um das Verhalten von lasergeschweißten Steppnähten unter zyklischer Belastung besser zu verstehen und schließlich berechnen zu können, sind umfangreiche Untersuchungen notwendig. Es ist zu klären, welche Schnittkraftverteilungen an einer Steppnaht auftreten können, wie sich diese Verteilungen durch plastisches Fließen ausgleichen und wo Übergänge zwischen verschiedenen Versagensarten auftreten.

Das Ergebnis könnte folgendermaßen aussehen: Aus der globalen Spannungsverteilung erhält man die spezifischen Schnittkraftverläufe entlang des Lasersteps. Anschließend wird bestimmt, wie sich dieser Schnittkraftverlauf durch Lastausgleich im Bereich des Lasersteps ausgleicht. Aus dem geänderten Lastverlauf werden schließlich die spezifischen Schnittkräfte für die Berechnung der Kerbspannung gebildet. Die Darstellung in Abb. 7.1 müßte entsprechend durch den in Abb. 7.5 dargestellten Zwischenschritt ergänzt werden.

a. Durchgehende Naht



b. Gestepte Naht



Abbildung 7.4: Versagen der H-Probe mit durchgehender Naht und mit Steppnaht.

7.3 Weiterentwicklung des Kerbspannungskonzepts

Die in Abschnitt 4 dargestellten Ergebnisse stammen ausschließlich aus Versuchen mit Einstufenbelastung, d.h. die Amplitude der zyklischen Belastung und die Richtung der Hauptspannungen in der Probe waren konstant. Die Belastung der Karosserie im Fahrbetrieb ist komplexer und zutreffende Lastkollektive in der Fahrzeugentwicklung bekannt. Sie werden auf dem Gesamtfahrzeugprüfstand nachgefahren und können auch durch Simulationen virtuell gewonnen werden. Die Kenntnis der Auswirkung dieser komplexen Lastformen auf die Schwingfestigkeit der Laserschweißnaht ist notwendig, um die Lücke zwischen Berechnung in der Konstruktion und der Erprobung im Versuch zu schließen. Während der Einfluß von variablen Amplituden auf die Lebensdauer auch mit den Scher- und Schälzugproben untersucht werden kann, ist die Rohrprobe besonders geeignet, Torsion und Axialbelastung mit zeitlich zugeordneter Phasenlage δ zu untersuchen. Mit der Wandstärke $t = 2,0$ mm und $T_a/S_a = 0,58$ wurden exemplarisch Versuche zu der Phasenverschiebung $\delta = 90^\circ$ durchgeführt. Abb. 7.6 zeigt, daß die Vernachlässigung zu nicht-konservativen Ergebnissen führen kann.

Das Kerbspannungskonzept bietet einen guten Ansatzpunkt zur Berechnung der Lebensdauer unter diesen komplizierteren Verhältnissen. In der fiktiven Kerbe können, im Gegensatz zum Riß, die Hypothesen zur Bewertung des Einflusses einer mehrachsigen Belastung mit und ohne Phasenverschiebung (konstante und veränderliche Hauptspannungsrichtungen) angewendet werden, z.B. bei zähen Werkstoffen eine modifizierte Form der GEH [Son94b] [Son95]. Die Hypothese kann für Belastungen unter variablen Amplituden erweitert werden [SK00] [Son01a]. In einem neuen Projekt sollen die notwendigen Grundlagen erarbeitet werden.

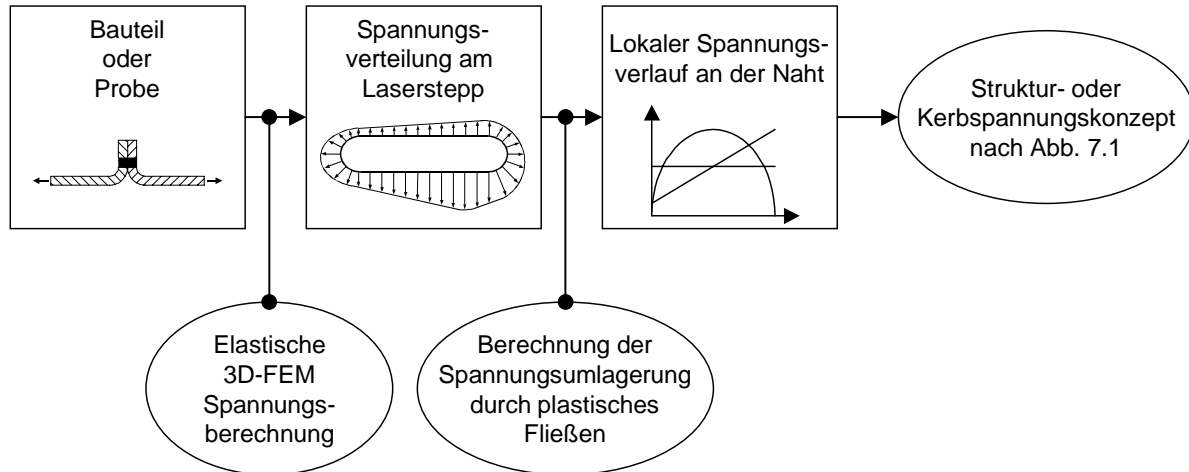


Abbildung 7.5: Anwendung der Konzepte für Laser-Steppnähte

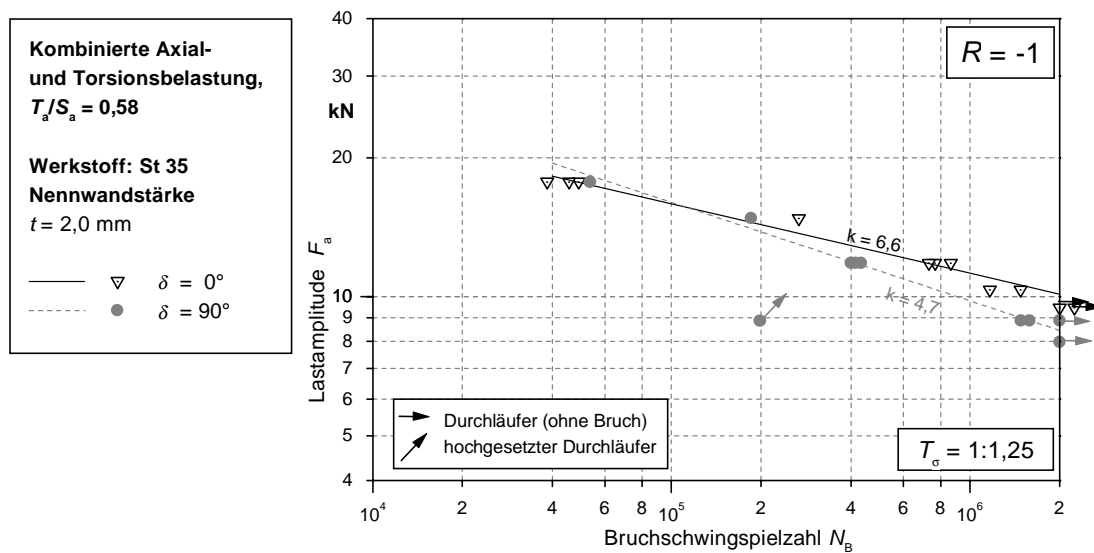


Abbildung 7.6: Schwingfestigkeit von Rohrproben mit sich zeitlich verändernden Hauptspannungsrichtungen

8

Literatur

- [DIN 1910/1] Schweißen Teil 1: *Begriffe, Einteilung und Schweißverfahren*, Juli 1983
- [DIN 1910/2] Schweißen Teil 2: *Schweißen von Metallen, Verfahren*, August 1977
- [DIN 8593] *Fertigungsverfahren Fügen*, September 1985
- [DIN 50124] *Scherzugversuch an Widerstandspunkt-, Widerstandsbuckel- und Schmelzschweißverbindungen*, April 1977
- [DIN 50164] *Kopfzugversuch an Widerstandspunkt-, Widerstandsbuckel- und Schmelzschweißverbindungen*, Juli 1982
- [AHL90] ALBRIGHT, C.E. ; HSU, C. ; LUND, R.O.: Fatigue strenth of laser-welded lap joints. *J. Laser Appl.* 2 (1990), S. 26–32
- [ALF01] ATZORI, B. ; LAZZARIN, P. ; FILIPPI, S.: Cracks and notches: analogies and differences of the relevant stress distributions and practical consequences in fatigue limit predictions. *International Journal Fatigue* 23 (2001), Nr. 4, S. 355–362
- [AdA03] Arbeitskreis der deutschen Automobilindustrie, Ak. 6.1.29.: *Werkstoffdatenbank MARLIS*. Frankfurt/Main, demnächst
- [ACI02] Automotive Circle International (Veranst.): *European Automotive Laser Application*. Bad Nauheim, 29.-30.01 2002
- [Ber98] BERKMANN, J.: *Steigerung der Prozeßstabilität beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Strahlleistungen bis 6 kW und Tragverhalten der Verbindungen*, RWTH Aachen, Diss., 1998
- [Bey95] BEYER, E.: *Schweißen mit dem Laser*. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 1995
- [BHS94] BIWAS, K. ; HAUMANN, W. ; SCHULTE, M.: Bestimmung der Ermüdungseigenschaften von Automobil-Feinblechen unter schwingender Beanspruchung. *Techn. Mitt. Krupp* 1 (1994), S. 33–40

- [BS90] BÄUMEL, A. ; SEEGER, T.: *Materials Data for Cyclic Loading*, Amsterdam : Elsevier, 1990
- [CP67] CREAGER, M. ; PARIS, P.C.: Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. *International Journal of Fracture Mechanics* 3 (1967), S. 247–252
- [CS86] COOPER, J.F. ; SMITH, R.A.: Fatigue crack propagation at spot welds. *Metal Construction* (1986), S. 383R–386R
- [DB00] DILTHEY, U. ; BEHR, W.: Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre. *Schweißen und Schneiden* 52 (2000), Nr. 8, S. 461–465
- [Eck93] ECKL, F.: *Aspekte zur Qualitätssicherung beim Laserschweißen im Automobilbau*, TU München, Diss., 1993
- [Ehr00] EHRHARDT, A.: *Steigerung der Prozeßsicherheit beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen*, RWTH Aachen, Diss., 2000
- [EKOS01] EIBL, M. ; KAUFMANN, H. ; OBERSCHELP, K. ; SCHMID, G.: Berechnung der Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Dünnblechen aus Aluminium. *Fertigungsverfahren und Betriebsfestigkeit*. Schaffhausen, 17.-18.10 2001 (DVM-Berichtsband 128)
- [ES01] EIBL, M. ; SONSINO, C.M.: Stand der Technik zur Schwingfestigkeitsberechnung von laserstrahlgeschweißten Dünnblechen aus Stahl. *Fügetechnik im Automobilbau*. Berlin, 09.-11.05 2001 (DVM-Berichtsband 668), S. 155–171
- [ES03] EIBL, M. ; SONSINO, C.M.: Ingenieursmäßige Berechnungsverfahren zur Lebensdauerabschätzung von geschweißten Dünnblechverbindungen. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.: Frankfurt, demnächst in FAT-Schriftenreihe
- [ESZ01] EIBL, M. ; SONSINO, C.M. ; ZHANG, G.: Assessment of the fatigue strength of laser beam welded steel joints by different local concepts. Ljubljana, 9.-13.07 2001 (IIW-Document XIII-1877-01)
- [EH01] EIBL, M. ; HAHN, T.: Einfluß der Spaltweite auf die Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Scherzugproben aus unbeschichtetem DC 04. Volkswagen AG – interner Bericht Nr. L76779, Wolfsburg, 2001, unveröffentlicht

- [FDD⁺93] FLAVENOT, J.-F. ; DEVILLE, J.-P. ; DIBOINE, A. ; CANTELLO, M. ; GOBBI, S.-L.: Fatigue resistance of laser welded lap joints of steel sheets. *Welding in the World* 31 (1993), Nr. 5, S. 358–361
- [FKM99] Forschungskuratorium Maschinenbau e.V.: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Bauteile aus Aluminiumwerkstoff*. Forschungsheft Nr. 241, Frankfurt, 1999
- [Gel98] GELLERT, M.: *Wasserstoffporenbildung beim Laserstrahlschweißen von Aluminium*, TU Braunschweig, Diss., 1998
- [GS94] GUO, Y.H. ; SRIVATSAN, T.S.: Influence of mixed-mode loading on fatigue-crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics* 47 (1994), Nr. 6, S. 843–866
- [HA91] HSU, C. ; ALBRIGHT, C.E.: Fatigue Analysis of Laser Welded Lap Joints. *Engineering Fracture Mechanics* 39 (1991), Nr. 3, S. 575–580
- [Hah76] HAHN, H. G.: *Bruchmechanik*. Stuttgart : Teubner, 1976
- [Hai02] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit*. 2. Aufl. Düsseldorf : VDI-Verlag, 2002
- [Hib01] Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.: *ABAQUS/Standard User's Manual Version 6.2*. 2001
- [Jas02] JASPERT, W.: Am Stahl führt kein Weg vorbei. *Süddeutsche Zeitung* Nr. 222 vom 26.09.2002, S. 31
- [KES02] KÜPPERS, M. ; EIBL, M. ; SONSINO, C.M.: *Schwingfestigkeit lasergeschweißter Rohrproben*. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, LBF-Bericht Nr. 185574, Darmstadt, 2002, unveröffentlicht
- [Kor00] KORTE, M.: *Prüfkriterien für punktgefügte Dünnblechverbindungen unterschiedlicher Verbindungsarten und Werkstoffe*, TU Chemnitz, Diss., 2000
- [KSP00] KAUFMANN, H. ; SONSINO, C.M. ; PETRING, D.: *Konstruktionsregeln und Betriebsfestigkeit laserstrahlgeschweißter Verbindungen aus Aluminium*. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, LBF-Bericht Nr. 7852, Darmstadt, Juni 2000

- [LNPW98] LACHMANN, C. ; NITSCHKE-PAGEL, T. ; WOHLFAHRT, H.: Charakterisierung des Ermüdungszustands in zyklisch beanspruchten Schweißverbindungen durch röntgenographische und mikromagnetische Kenngrößen. *Zeitschrift Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 11 (1998), S. 1–8
- [Lut89] LUTZE, P.: *Gasgehalt und Schweißeignung von Aluminium-Druckguß*, TU Braunschweig, Diss., 1989
- [LWC83] LAWRENCE, F.V. ; WANG, P.C. ; CORTEN, H.T.: An empirical method for estimating the fatigue resistance of tensile-shear spot-welds. *SAE Technical Paper Series*, Nr. 830035, 1983
- [Mar01] MARX, A.: Werkstoffeigenschaften des DP 500. persönliche Mitteilung, Thyssen Krupp Stahl, Dortmund, 2001.
- [MWW73] MACHERAUCH, E. ; WOHLFAHRT, H. ; WOLFSTIEG, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. *Härtereitech. Mitt.* 28 (1973), S. 201
- [Neu85] NEUBER, H.: *Kerbspannungslehre*. 3. Aufl. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 1985
- [Nöl99] NÖLKE, D.: *Untersuchungen zum Fügen von Karosseriebauteilen mittels Hochleistungsdiodenlaser*, RWTH Aachen, Diplomarbeit, 1999
- [NP01] NITSCHKE-PAGEL, T.: Eigenspannungen in Schweißverbindungen und deren Bedeutung für das Schwingfestigkeitsverhalten. *Forschungsberichte des Instituts für Schweißtechnik* 1 (2001), S. 123–140
- [NPW91] NITSCHKE-PAGEL, T. ; WOHLFAHRT, H.: Einfluß von Eigenspannungen auf die Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen. *DVS-Berichte* 133 (1991), S. 101–107
- [Nyk99] NYKÄNEN, T.: Fatigue crack growth simulations in laser-welded lap joints. *Welding in the World* 43 (1999), Nr. 5, S. 42–46
- [OKO⁺98] ONO, M. ; KAIZU, S. ; OMURA, M. ; KABASAWA, M. ; MORI, K.: Laser Weldability of Lap Joints in Zinc Coated Steel Sheets. *Welding International* 12 (1998), Nr. 6, S. 425–431

- [Poo74] POOK, L.P.: Fracture anaysis of the fatigue behaviour of spot welds. *Int. J. Fracture* 11 (1974), Nr. 2, S. 173–176
- [Rad89a] RADAJ, D.: Festigkeitsbeurteilung von Punktschweißverbindungen auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchung. *Schweissen und Schneiden* 41 (1989), Nr. 1, S. 26–31
- [Rad89b] RADAJ, D.: Spannungssingularität und Kerbspannung am Konturmodell der Punktschweißverbindung. *Schweissen und Schneiden* 41 (1989), Nr. 3, S. 117–119
- [Rad90] RADAJ, D.: *Design and Analysis of Fatigue Resistant Structures*. Cambridge : Abington Publishing, 1990
- [Rad95] RADAJ, D.: *Ermüdungsfestigkeit*. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 1995
- [Rap96] RAPP, I.: *Laserschweißseignung von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Leichtbau*, U Stuttgart, Diss., 1996
- [RKD⁺94] RADAJ, D. ; KOLLER, R. ; DILTHEY, U. ; BUXBAUM, O. ; (HRSG.): *Laserschweißgerechtes Konstruieren*. Düsseldorf : DVS-Verlag, 1994
- [RS98] RADAJ, D. ; SONSINO, C.M: *Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches*. Cambridge : Abington Publishing, 1998
- [RSZ99] RADAJ, D. ; SONSINO, C. M. ; ZHANG, S.: Schwingfestigkeit lasergeschweißter Dünnblechproben aus Stahl nach lokalen Konzepten. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 30 (1999), S. 249–256
- [Rup92] RUPP, A.: *Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Punktschweißverbindungen unter Schwingbelastung - ein Auslegungsverfahren*, TU Braunschweig, Diss., 1992
- [Rup97] RUPP, A.: *Ermittlung ertragbarer Beanspruchungen an Aluminium-Punktschweißverbindungen auf der Basis der Schnittkräfte* Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., FAT-Schriftenreihe Nr. 138, Frankfurt, 1997
- [RZ91] RADAJ, D. ; ZHANG, S.: Stress intensitiy factors for spot welds between plates of unequal thickness. *Engineering Fracture Mechanics* 39 (1991), S. 391–413

- [RZ93] RADAJ, D. ; ZHANG, S: On the relations between notch stress and crack stress intensity in plane shear and mixed-mode loading. *Engineering Fracture Mechanics* 44 (1993), Nr. 5, S. 691–704
- [RZ95] RADAJ, D. ; ZHANG, S.: Punktgeschweißte Doppelhutprofilprobe unter Torsionsbelastung. *Materialprüfung* 37 (1995), Nr. 11-12, S. 458–462
- [SB99] SONSINO, C.M. ; BRANDT, U.: Einfluß der Schweißnahtgeometrie auf die Schwingfestigkeit von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der der Knetlegierung AlMg4,5Mn (AA-5083). Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Technische Mitteilung Nr. 114, Darmstadt, 1999
- [Sch02] SCHLEMMER, J.: *Berechnung der Schwingfestigkeit an laserstrahlgeschweißten mesoskopischen Bauteilen der Benzin- und Dieseldirekteinspritzung*, Universität Saarbrücken, Diss., Fraunhofer-Institut Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. 222 (2002)
- [SD91] SONSINO, C.M. ; DIETRICH, K.: Schwingfestigkeitsverhalten von Aluminium-Gußwerkstoffen. *Gießereiforschung* 43 (1991), S. 119–140
- [SH85] SEEGER, T. ; HOFFMANN, M.: *Kerbbeanspruchungen I*. Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Forschungsheft Nr. 115, Frankfurt/Main, 1985
- [SHZ01] SINGH, S. ; HAHN, O. ; ZHANG, G.: Dünnblechkonstruktionen und ihre Eigenschaften - Prüfverfahren und Relevanz ihrer Ergebnisse. *Fügetechnik im Automobilbau*. Berlin, 09.-11.05 2001 (DVM-Berichtsband 668), S. 221–236
- [Sih75] SIH, G. C.: A three-dimensional strain energy density factor theory of crack propagation. In: *Three-dimensional Crack Problems*. Noordhoff : Leyden, 1975, S. 15–80
- [SK00] SONSINO, C.M. ; KÜPPERS, M.: Lebensdauer von Schweißverbindungen unter mehrachsigen Belastungen mit variablen Amplituden - Schadensakkumulation und Hypothese der wirksamen Vergleichsspannung. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 31 (2000), Nr. 1, S. 81–95
- [SKPK99] SONSINO, C.M. ; KAUFMANN, H. ; PETRING, D. ; KASIMIR, M.: Einfluß von Fertigungsparametern auf die Schwingfestigkeit von laserstrahl-

- geschweißten Stumpfstößen aus Aluminium In: DVS-Bericht Nr. 205, 1999, S66-71
- [SM93] SONSINO, C.M. ; MUELLER, F.: *Konstruktion, Berechnung und Fertigung lasergeschweißter Verbindungen im Automobilbau*. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, LBF-Bericht Nr. 6520/3, Darmstadt, 1993
- [SOK89] SEEGER, T. ; OLIVIER, R. ; KÖTTGEN, V.B.: *Schweißverbindungen I*. Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Forschungsheft Nr. 143, Frankfurt/Main, 1989
- [SOK94] SEEGER, T. ; OLIVIER, R. ; KÖTTGEN, V.B.: *Schweißverbindungen II*. Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Forschungsheft Nr. 180, Frankfurt/Main, 1994
- [Son94a] SONSINO, C.M.: Über den Einfluß von Eigenspannungen, Nahtgeometrie und mehrachsigen Spannungszuständen auf die Betriebsfestigkeit geschweißter Konstruktionen aus Baustählen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 25 (1994), Nr. 3, S. 97–109
- [Son94b] SONSINO, C.M.: Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierten phasengleichen und phasenverschobenen mehrachsigen Beanspruchungen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 25 (1994), Nr. 9, S. 353–368
- [Son95] SONSINO, C.M.: Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. *International Journal Fatigue* 17 (1995), Nr. 1, S. 55–70
- [Son01a] SONSINO, C.M.: Betriebsfestigkeit von Schweißverbindungen unter mehrachsiger Belastung. *Forschungsberichte des Instituts für Schweißtechnik* 1 (2001), S. 175–186
- [Son01b] SONSINO, C.M.: Werkstoffauswahl für schlagartig und zyklisch belastete metallische Bauteile. *Mit Kerben leben*. Koblenz, 18.-19.10 2001 (DVM-Bericht 127), S. 21–38
- [SSG91] SINGH, S. ; SCHMID, G. ; GAO, S.: Leichtbau durch optimierte Füge-technik. *Bauteil*, 1991

- [Thi99] THIEM, S.: *Laserstrahlschweißen im Automobil-Karosseriebau - Beiträge zur Einführung des Fügeverfahrens in die automatisierte Fertigung am Beispiel der Kehlnaht am Überlappstoß*, Friedrich Schiller Universität Jena, Diss., 1999
- [VW02] Volkswagen AG: *Schwingfestigkeit lasergeschweißter H-Proben mit Steppnähten* Volkswagen AG, interner Bericht, Wolfsburg, 2002, unveröffentlicht
- [Wan95] WANG, P. C.: Fracture mechanics parameter for the fatigue resistance of laser welds. *International Journal of Fatigue* 17 (1995), S. 25–34
- [Waw93] WAWRZYNEK, A.; INGRAFFEA, A.: *Franc2D User's Guide Version 2.7*. Cornell Fracture Group, Ithaca (NY), 1993
- [WE91] WANG, P. C. ; EWING, K. M.: A comparison of fatigue strength: laser beam vs. resistance spot welds. *Welding Journal* 70 (1991), Nr. 10, S. 43–47
- [WE94] WANG, P. C. ; EWING, K. M.: Effect of weld design on the fatigue strength of laser and resistance spot welded tubular T-joints for automotive applications. *Welding Journal* 73 (1994), Nr. 9, S. 209s–217s
- [XWKB] XU, P. ; WEBER, G. ; KRAUSE, H.-J. ; BÖLLINGHAUS, T.: *Probenvereinheitlichung im Dünnblechbereich für Schwingfestigkeitsversuche an Verbindungen und Bewertung bisheriger Kennwerte*. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., FAT-Schriftenreihe Nr. 153, Frankfurt, 2002
- [YO89] YUUKI, R. ; OHIRA, T.: Development of the method to evaluate the fatigue life of spot-welded structures by fracture mechanics. IIW-Doc. XIII-1358-89, 1989
- [ZES⁺02a] ZHANG, G. ; EIBL, M. ; SINGH, S. ; HAHN, O. ; KURZOK, J.: Methoden zur Lebensdauervorhersage von laserstrahlgeschweißten Überlappnähten unter Scherbeanspruchung. *Schweißen und Schneiden* 54 (2002), Nr. 2, S. 132–141
- [ZES⁺02b] ZHANG, G. ; EIBL, M. ; SINGH, S. ; HAHN, O. ; KURZOK, J.: Methods of predicting the fatigue lives of laser-beam welded lap welds subjected to shear stress. *Welding and Cutting* 54 (2002), Nr. 2, S. 96–103

- [ZR98] ZHANG, G. ; RICHTER, B.: FE-basierte rechnerische Betriebsfestigkeitsuntersuchung von punktgeschweißten Strukturen. VDI-Bericht Nr. 1411, Würzburg, 1998, S. 245–263
- [ZR00] ZHANG, G. ; RICHTER, B.: A new approach to the numerical fatigue-life prediction of spot-welded structures. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 23 (2000), S. 499–508
- [ZS03] ZHANG, G. ; SONSINO, C.M.: Porosität und Schwingfestigkeit von Proben und Bauteilen aus Aluminiumdruckguß. *Neue Entwicklungen in der Lebensdauerberechnung von Bauteilen*. Fulda, 19.-20.03 2003

9 Symbole und Abkürzungen

Formelzeichen:

a	Anrißlänge
A	Bruchdehnung
A	Korrelationskoeffizient
b	Probenbreite
B	Korrelationskoeffizient
c	Steifigkeit
C	Korrelationskoeffizient
d	Schweißpunktdurchmesser
Δs	Abstand zur Schweißnaht im Blech
e	freie Einspannlänge
f	Versuchsfrequenz
f_x, f_y, f_z	Spezifische Schnittkräfte im Blech
F_a	Lastamplitude
F_F	Übetragene Schnittkraft
F_x, F_y, F_z	Komponenten des Schnittkraftvektors
g	Spaltweite Überlappstöße
h	Abstand Schweißnaht zu Einspannebene
k	Neigungs-Koeffizient der BASQUIN-Gleichung
$K_{\ddot{a}q}$	äquivalenter Spannungsintensitätsfaktor
K_I, K_{II}, K_{III}	Komponenten des Spannungsintensitätsfaktors
J	J -Integral
λ	Wellenlänge
m_x, m_y, m_z	Spezifische Schnittmomente im Blech
M	Mittelspannungsempfindlichkeit
M	scheinbare Mittelspannungsempfindlichkeit bei N^*
M_F	Vektor des übetragenes Schnittmoment
M_x, M_y, M_z	Anteile des Schnittmomentvektors
N	Schwingspielzahl
N^*	charakteristische Schwingspielzahl ($2 \cdot 10^6$)
N_B	Bruchschwingspielzahl
N_k	Abknickschwingspielzahl
o	Kantenversatz
p	Schädigungsparameter
$P_{\ddot{U}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit

q	Abstand Porenmitte zur Bauteiloberfläche
r	Größe des Ersatzradius
R	Spannungsverhältnis
R_F	Effektives Spannungsverhältnis in der Kerbe
R_m	Zugfestigkeit
R_p	Fließgrenze
ρ	Kerbkrümmungsradius
ρ_f	fiktiver Kerbradius
ρ^*	Ersatzstrukturlänge
s	Spaltweite Stumpfstöße
S_a	Nennnormalspannungsamplitude
S_a^*	Nennnormalspannungsamplitude für N^*
σ	Spannung
σ_{hs}	Hot-Spot-Spannung
σ_k	Kerbspannung
σ_n	Nennspannung
σ_{st}	Strukturspannung
σ_{st}^*	Schweißnahtbreitenkorrigierte Strukturspannung
σ_V^*	Vergleichsspannung
t	Blechdicke
T_a	Nennschubspannungsamplitude
T_σ	Streuspanne
τ	Schubspannung
u_a	Wegamplitude der Einspannung
w	Schweißnahtbreite (tragender Querschnitt)
x, y, z	Koordinaten an der Schweißnaht

Indizes:

a	Amplitude
D	Kennwert für $P_{\ddot{U}} = 50\%$ und $N = 5 \cdot 10^6$
x, y, z	Richtungen im Naht-Koordinatensystem
r, ϕ, z	Richtungen im Rißspitzen-Koordinatensystem
I, II, III	Hauptspannungen

Abkürzungen:

DMS	Dehnungsmeßstreifen
EDZ	Ebener Dehnungszustand
ES	Eigenspannung
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
NES	Nichtebener Schub
SIF	Spannungsintensitätsfaktor
WEZ	Wärmeeinflußzone

Lebenslauf

Martin EIBL
geb. am 2. Mai 1974
in Mühldorf am Inn

1980 - 1984	Grundschule Taufkirchen-Oberneukirchen
1984 - 1987	Landschulheim Schloß Ising am Chiemsee
1987 - 1993	Ruperti-Gymnasium Mühldorf am Inn
Juni 1993	Abitur
1993 - 1994	Wehrdienst
1994 - 1999	Studium Maschinenbau Fachrichtung Werkstoffkunde Technische Universität Braunschweig
1997 - 1998	University of Waterloo, Kanada
August 1999	Diplom
1999 - 2002	Doktorand in der Technischen Entwicklung der Volkswagen AG, Wolfsburg, und am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt
seit 2002	Mitarbeiter der Volkswagen AG, Wolfsburg

Braunschweig, August 2003